



TITLE:

# 混合制御による直接噴射式ディーゼル機関の低エミッション化に関する研究(Dissertation\_全文)

AUTHOR(S):

北村, 泰隆

---

CITATION:

北村, 泰隆. 混合制御による直接噴射式ディーゼル機関の低エミッション化に関する研究. 京都大学, 2007, 博士(エネルギー科学)

ISSUE DATE:

2007-03-23

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.k13184>

RIGHT:

混合制御による直接噴射式ディーゼル機関の  
低エミッション化に関する研究

北 村 泰 隆

混合制御による直接噴射式ディーゼル機関の低エミッション化に関する研究

北村 泰隆

混合制御による直接噴射式ディーゼル機関の  
低エミッション化に関する研究

2007 年 2 月

北 村    泰 隆



# 目 次

## 第 1 章 緒 論

1.1. ディーゼル機関におけるエミッションクリーン化の研究動向	1
1.2. 本研究に関する研究の動向および課題	12
1.2.1. 高過給ディーゼル燃焼	12
1.2.2. 直接噴射式 PCCI(DI-PCCI)燃焼	13
1.2.3. 近接噴孔ノズル	15
1.3. 本研究の目的および概要	16
参考文献	19

## 第 2 章 高過給条件下での噴霧燃焼における NO<sub>x</sub> 生成特性

2.1. 緒言	24
2.2. 実験装置および手法	25
2.2.1. 定容燃焼装置	25
2.2.2. 全量ガスサンプリング装置	27
2.3. 燃焼特性	28
2.3.1. 雰囲気条件の設定	28
2.3.2. 噴射条件が熱発生率に及ぼす影響	29
2.4. NO <sub>x</sub> 生成特性	29
2.4.1. NO <sub>x</sub> 生成に及ぼす雰囲気圧力の影響	30
2.4.2. NO <sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件の影響	31
2.4.3. NO <sub>x</sub> 生成に及ぼす雰囲気酸素モル分率の影響	34

2.5. 結言	37
参考文献	38

### 第3章 高過給ディーゼル燃焼における混合過程と NO 生成の数値解析

3.1. 緒言	39
3.2. 着火・燃焼モデル	40
3.2.1. 混合モデル	40
3.2.2. 化学反応モデル	44
3.2.3. 熱損失	46
3.2.4. エンジン条件への適用	46
3.2.5. 計算方法	47
3.2.6. 計算対象	48
3.3. 定容条件下における NO 生成特性	49
3.3.1. 高過給相当の条件における熱発生率と NO 生成特性	50
3.3.2. 噴射条件が NO 生成に及ぼす影響	54
3.3.3. 雰囲気酸素モル分率が NO 生成に及ぼす影響	56
3.4. エンジン条件下における NO 生成特性	58
3.4.1. モデルの妥当性の検討	59
3.4.2. 圧縮圧力が NO 生成に及ぼす影響	62
3.4.3. 噴射条件が NO 生成に及ぼす影響	64
3.4.4. 総括当量比が NO 生成に及ぼす影響	69
3.4.5. 希薄化・均質化速度と最終 NO 質量	69
3.5. 結言	73
参考文献	75

### 第4章 DI-PCCI 燃焼における NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件の影響

4.1. 緒言	77
4.2. 実験装置および手法	78
4.2.1. 定容燃焼装置	79
4.2.2. 雰囲気条件の選択	80
4.3. 実験結果および考察	81
4.3.1. DI-PCCI 条件における混合気形成と火炎の発達状況	81
4.3.2. NO <sub>x</sub> 質量の履歴と最終 NO <sub>x</sub> 質量	83
4.3.3. 噴射率一定のもとでの噴射条件の影響	85
4.3.4. 噴射圧力の影響	87
4.3.5. 噴射量の影響	89
4.3.6. 混合期間と NO <sub>x</sub> 生成量	91
4.4. 結言	93
参考文献	95

## 第 5 章 DI-PCCI 燃焼における混合過程と NO 生成の数値解析

5.1. 緒言	97
5.2. DI-PCCI 燃焼を記述する着火・燃焼モデル	98
5.2.1. 化学反応モデルの適合	98
5.2.2. 計算条件	104
5.3. 計算結果および考察	104
5.3.1. DI-PCCI 燃焼における熱発生率経過と NO 生成特性	104
5.3.2. 噴孔径が NO 生成に及ぼす影響	109
5.3.3. 噴射量が NO 生成に及ぼす影響	112
5.4. 結言	115
参考文献	117

**第 6 章 近接噴孔ノズルが燃料噴霧の着火・燃焼に及ぼす影響**

6.1. 緒言	118
6.2. 実験装置および手法	118
6.2.1. 定容燃焼装置	119
6.2.2. 供試ノズル	119
6.2.2. 高速度シャドウグラフ撮影	119
6.3. 噴霧到達距離の比較	119
6.4. 着火・燃焼特性	120
6.4.1. 標準条件における各ノズルの着火・燃焼特性	121
6.4.2. 噴射圧力の影響	126
6.4.3. 雰囲気酸素モル分率の影響	127
6.4.4. 壁の影響	128
6.5. 結言	130
参考文献	131

**第 7 章 結 論**

7.1. 研究成果の概要	133
7.2. 課題と展望	136

本論文に関する公表論文	138
-------------	-----

謝 辞	141
-----	-----

# 第 1 章

## 緒 論

現在，ディーゼル機関は車両，船舶，建機，圧縮機，ポンプの駆動および発電用の動力源として，世界中で使用されている．中でも輸送用動力源としては，乗用車から大型のトラックやバス，鉄道車両，船舶に至るまで幅広い輸送手段に用いられ，今日の我々の経済活動において重要な役割を果たしている．本論文では，自動車用のディーゼル機関を対象とするので，本章ではディーゼル機関を取り巻く背景と排気浄化のための研究例およびそれらの持つ技術的課題と本研究の目的について述べる．

### 1.1. ディーゼル機関におけるエミッションクリーン化の研究動向

ディーゼル機関は，一般にガソリン機関などの火花点火機関に比べて，1)端ガスの自着火によるノッキングがないので圧縮比が高く設定できる，2)出力の調整を燃料の噴射量で行うため，絞り弁を必要とせずポンピングロスが少ない，3)圧縮行程中の作動ガス中に燃料を含まないため比熱比が高い，4)希薄燃焼であるので燃焼温度が低く冷却損失が小さい，などの理由から高い熱効率を持ち，温室効果ガスである二酸化炭素( $\text{CO}_2$ )排出量が少ないという優れた特徴を有している．このため，1997 年の気候変動枠組条約第 3 回締約国会議(COP3)において採択され 2005 年に発効された京都議定書の温室効果ガス削減目標(日本は 6%の低減)を達成するための一つの方法として，ディーゼル自動車へのシフトが注目を浴びている．さらに，耐久性や信頼性の点においても優れていることから，今後，これま

でディーゼル乗用車のシェアが低かった日本国内においてもそのシェアは増加する<sup>(1)</sup>と見られている。しかし、このような利用拡大のためには、ディーゼル機関の有害排気物質を大幅に低減する必要がある。特に、呼吸器系統疾患の原因や発ガン性が懸念される微粒子状物質(PM)と、酸性雨、光化学スモッグの原因となりそれ自身も有毒な窒素酸化物( $\text{NO}_x$ )のより一層の低減が求められている。これらの有害排気物質の生成原因は以下に述べるディーゼル燃焼特有の燃焼形態に由来する。

ディーゼル機関では、高温高压に圧縮した空気中に燃料を高压で噴射することにより、噴霧を形成して燃料と空気を混合させる。形成された混合気は着火条件を満たした部分から次々に自着火し、その後は燃料と空気が混合しながら燃焼が進行する。このように、燃料、空気および燃焼ガスが混在した極めて不均一な状態で燃焼が進行するため、平均濃度は量論比以下であるにもかかわらず、局所的に燃料濃度の高い領域や、量論比に近い高温の領域が発生する。燃料過濃領域では、燃料の分解成分であるエチレンやアセチレン等の低級不飽和炭化水素が酸化されにくく、これらが重縮合反応を繰り返し、多環芳香族炭化水素(PAH)を生成する。この PAH が成長し核生成が起こり、さらに粒子同士の合体や低級炭化水素や PAH の凝縮などの粒子成長過程を経てその粒径を拡大し、粒子同士が鎖状に連なった状態で PM として大気中に放出される<sup>(2)</sup>。一方、量論比近傍の混合気は高い温度に達し、空気中の  $\text{N}_2$  が酸化されて  $\text{NO}$ (サーマル  $\text{NO}$ )が生成される。これがディーゼル機関から排出される  $\text{NO}_x$  の大部分を占める。PM を低減するために混合を促進して過濃混合気の形成を抑制させると、量論比近傍の混合気が増加して  $\text{NO}_x$  の排出量が増加する。また、 $\text{NO}_x$  を低減するため混合を抑制して量論混合気の形成を抑制すると、過濃混合気の量が増えるので PM 排出量が増加する。このように PM と  $\text{NO}_x$  はトレードオフの関係にあり燃焼過程での同時低減は容易ではない。さらに、後処理による排気改善においても、排気ガス温度が低いことや、排気ガス中に酸素を含む等の理由からガソリン機関で使用する三元触媒に

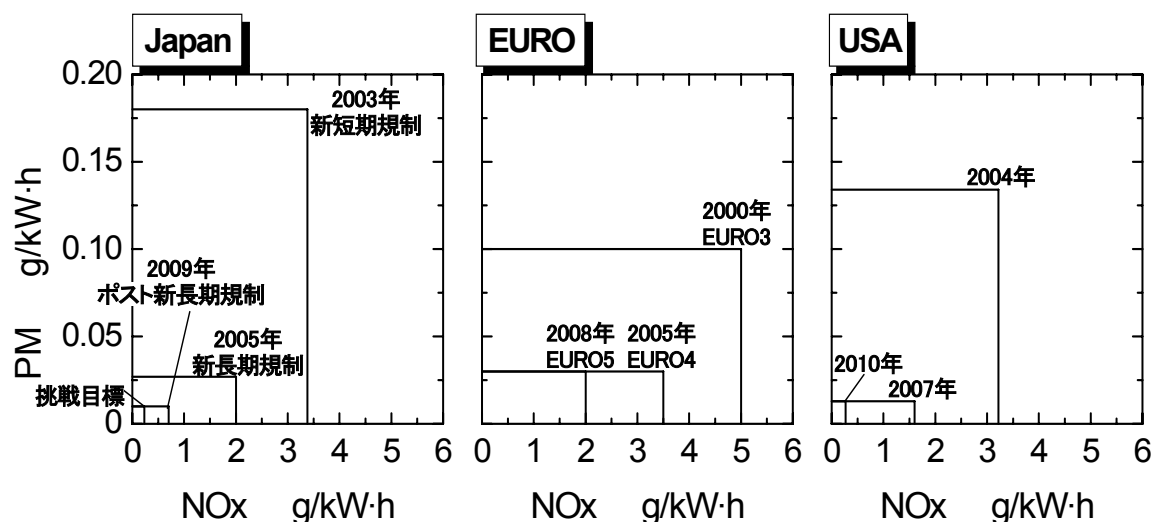


図 1-1 日本，欧州および米国における PM と NO<sub>x</sub> の規制値(重量車)

よる NO<sub>x</sub> 浄化技術がそのままでは利用できない。

一方，大気環境を保全するため，車両からの PM と NO<sub>x</sub> 排出量に対して規制が課せられている．図 1-1 は日本，欧州および米国における重量車用ディーゼル機関に対する PM と NO<sub>x</sub> の規制値の動向<sup>(3)</sup>を示したものである．それぞれの規制値は，試験モードが同じではないため単純に比較はできないが，段階的に規制値が強化されていることは共通している．日本においては，2003 年の新短期規制では，PM は 1994 年の短期規制と比較して 74%減，NO<sub>x</sub> は 1974 年の排出量と比較すると，76%減にまで抑えられている．さらに 2005 年から施行された新長期規制では，PM は 96%減に，NO<sub>x</sub> は 86%減とさらに厳しくなった．2009 年から施行されるポスト新長期規制<sup>(4)</sup>では，PM は 99%減に，NO<sub>x</sub> は 95%減に設定されている．このようにディーゼル機関においては，大幅な低エミッション化を実現し，熱効率をさらに高めることが強く求められている．そのためには，(1)後処理による排気ガスの浄化，(2)燃料質改善もしくは新燃料によるエミッションクリーン化，(3)燃焼改善による有害排気物質の低減，の 3 種類の技術の特徴を組み合わせることが必要不可欠である．以下に上記 3 種類の技術の動向について概説する．

表 1-1 後処理技術による PM と NO<sub>x</sub> の低減法

PM 低減	強制再生式 DPF	交互再生，バッチ再生
	連続再生式 DPF	排気熱，酸化触媒
NO <sub>x</sub> 低減	吸蔵還元型	吸蔵還元
	選択還元型(SCR)	尿素水

### (1) 後処理技術

ガソリン機関と同様にディーゼル機関においても，後処理技術は大幅な排気改善を図る上で必須の技術であり，今後も更なる性能向上が期待されている．表 1-1 は，後処理技術による PM と NO<sub>x</sub> の低減手法を整理したものである．PM の後処理技術として，ディーゼルパーティキュレートフィルタ(DPF)があり，高い捕集性能が得られるので，最近のディーゼル車においてすでに実用化されており，使用過程車にも用いられている．しかし，捕集した PM を酸化させる再生処理が課題であり，様々な再生方式が提案されている．再生方式は，強制再生式<sup>(5)</sup>，連続再生式<sup>(6)(7)</sup>に大別される．強制再生式はさらに交互再生式とバッチ再生式に分類される．前者は排気ガスの流通を部分的に遮断し，フィルタに一体配置された電気ヒータなどで加熱を行うことで捕集した PM を燃焼させる方式であり，バッチ再生式は自動車を使用していないときに電気炉によりフィルタを加熱し再生する方式である．これらに対して連続再生式は，PM を捕集しながら排気ガスの熱によりフィルタの再生を行う方式であり，搭載性やメンテナンスの面で他の方式よりも有利である．しかし，低負荷域で排気ガス温度が低くなると，再生能力が大幅に低下することが問題となる．そのため，DPF の前段に酸化触媒を配置しておき，排気中の NO を NO<sub>2</sub> に酸化し，NO<sub>2</sub> の高い酸化能力により DPF に捕集された PM を酸化除去する方法がある．この方式の DPF には，ジョンソン・マッセイ社製の CRT<sup>(8)</sup>が代表的である．なお，この方式においては，PM 酸化後 NO<sub>2</sub> は N<sub>2</sub> に還元されず NO に戻るため NO<sub>x</sub> の除去効果はない．しかし，この方式でも，DPF の再生温度の限界は 300~400 であることが報告されている．大気汚染が深刻な都市



部での走行実態は、車両の発進・停止が頻繁で低負荷運転の占める割合が多く、平均排気温度が 160℃以下に低下する<sup>(9)</sup>ので、都市部では再生機能が十分に働かない。このため、吸気絞りや排気中に燃料噴射を行うことにより、DPF の入り口温度を高める方法が取られるが、発進性・加速性や燃料消費率の悪化を招く。また、DPF の前段にある酸化触媒が燃料中の硫黄分によって被毒すること<sup>(10)</sup>も問題である。

NO<sub>x</sub> の後処理技術は、吸蔵還元法と選択還元法(SCR)が主な方法である。吸蔵還元型 NO<sub>x</sub> 触媒<sup>(11)(12)</sup>は、排気ガス中に HC や CO が少ない希薄条件では NO<sub>x</sub> を一旦触媒に吸蔵し、瞬間的に HC、CO が多い過濃条件を作ることによって吸蔵した NO<sub>x</sub> を還元浄化する方法である。また、トヨタ自動車が開発した Diesel Particulate – NO<sub>x</sub> Reduction(DPNR)<sup>(13)(14)</sup>システムは、NO<sub>x</sub> を吸蔵還元法で浄化し、PM については、希薄条件では活性酸素と O<sub>2</sub> で、過濃条件では活性酸素で浄化を行うことで、NO<sub>x</sub> 浄化と PM 浄化を同時に行うシステムである。しかし、希薄条件が長く続くと、吸蔵した NO<sub>x</sub> を浄化できず強制的に過濃条件にする必要があるため、低負荷領域での燃料消費率の悪化が問題となる。また、この方式でも触媒が燃料中の硫黄分によって被毒される問題がある。

SCR の代表例は、大型ボイラの排煙脱硝に実用化されているアンモニア SCR である。アンモニアは酸素の存在下でも NO を還元できる性質を有している。しかし、アンモニアには毒性があるため、自動車用としては使用するのが困難である。このため、容易に加水分解してアンモニアを発生する尿素(通常 32.5% 水溶液として供給)を還元剤として用いる尿素 SCR が使われている。これは技術が確立しているアンモニア SCR の技術をベースとしているため NO<sub>x</sub> の除去率が高い。さらに、NO<sub>x</sub> 吸蔵還元法と異なり燃料消費率の悪化がないことや、排気ガス温度が比較的低温であっても NO<sub>x</sub> 除去率が高いことも大きな特徴である。しかし、尿素 SCR においても、排気温度が 200℃を下回ると NO<sub>x</sub> 浄化率が 30%程度にまで

低下する<sup>(15)</sup>ので、低負荷領域での NO<sub>x</sub> 浄化はやはり大きな課題である。また、尿素の噴射量や噴射タイミングはエンジンから排出される NO<sub>x</sub> の量、排気温度および触媒温度などで決定される。過渡運転のように NO<sub>x</sub> 排出量や排気温度が大きく変動する場合には、アンモニアスリップが起こることが問題となる。さらに、これら以外に、尿素水溶液の供給量と補給ステーションの整備等の尿素インフラも大きな課題である。また、中量車や軽量車は搭載性の問題により、大きな後処理システムを取り付けることができないことも問題である。

以上のように、PM と NO<sub>x</sub> のそれぞれに対して、浄化率の高い後処理装置が開発されつつある。しかし、より一層の排気改善を実現するためには後処理技術のみでは困難であり、エンジン側で排出量を低減させることが前提条件である。特に、後処理装置はいずれも排気温度が低くなると排気浄化率が著しく低下してしまう。このため、低負荷域においては、エンジン側での PM と NO<sub>x</sub> 大幅低減が必要不可欠となる。

## (2) 燃料性状の改善および新燃料

燃料性状改善に関する動向としては、PM 中のサルフェート低減や触媒被毒を回避するために軽油の低硫黄化が進められており、2005 年には 500ppm から 50ppm に引き下げられ、さらに 2007 年から 10ppm 以下のサルファーフリー供給が導入されることが決定され<sup>(16)</sup>、2005 年から段階的に市場に導入されている。

こうした燃料性状の改善の他に、新規な燃料として Gas To Liquid(GTL)や含酸素燃料であるジメチルエーテル(DME)、バイオディーゼル燃料(BDF)等の研究が盛んに行われている。GTL<sup>(17)(18)</sup>は、天然ガスから触媒により水素と一酸化炭素からなる合成ガスを製造し、フィッシャートロプシュ(FT)法により液化した燃料で、硫黄分や、PM 生成の要因となる芳香族炭化水素をほとんど含まないという特徴を持ち、当面は軽油と GTL の混合利用が検討されている。また、油田のオフガスを利用すればメタンガス排出削減による地球温暖化対策ともなりうる。

DME は、1)GTL と同様に天然ガスから合成可能、2)セタン価が軽油相当、3)C-C 結合を持たず、含酸素燃料であることから極めて低い PM 生成特性を有する、等の利点を持つため、燃焼・排気特性<sup>(19)(20)</sup>が検討され、実用化に向けた取り組み<sup>(21)</sup>も数多く行われている。しかし、DME は常温・大気圧下で気体であるため動粘性や潤滑性が低い上、オフガスの処理が必要となり、実用にはこれらの対策を施した専用エンジンを必要とすることや、燃料のハンドリングの容易性、効率的な製造の観点からは問題が残る。

BDF はエステル交換反応によって得られた脂肪酸メチルエステル(FAME)を指し、菜種油や大豆油等の植物油あるいは廃食油を原料として製造できる。BDF は、それ自身が燃焼して排出する二酸化炭素は原料となった植物の生育過程で光合成によって吸収されるため、「カーボンニュートラル」であることが最大の特徴である。また、セタン価が高く 10%程度の酸素を含有するため、PM 低減効果<sup>(22)</sup>を持つ。しかし、BDF は現行のディーゼル車の燃料系に使用されているニトリル製ゴムホースを膨張・軟化させやすいことや、寒冷時に燃料フィルタの目詰まりを起こすことが問題となる。また、製造法や精製法によっては長期保存時に酸化により燃料性状が変化する可能性があること<sup>(23)</sup>も問題である。最近では、軽油の FAME 含有量が 5mass%の燃料(B5)はこうした問題が起こらないことが確認され、品質確保法により使用が認められている。

以上のように、軽油に関してはサルファーフリー軽油が導入されるので、後処理装置の被毒の問題は回避されつつある。一方、GTL や DME、BDF のように低エミッションを実現する新燃料の研究が活発に進められているが、これらの代替燃料は、製造コスト、供給量、インフラ整備などの重要な課題をすべて克服できるものではなく、現時点で軽油の需要に取って代わることは困難である。そのため、今後も当面は軽油が多くシェアを持つと考えられ、軽油を使用したディーゼル機関の排気改善が必要不可欠である。

表 1-2 燃焼改善技術による PM と NO<sub>x</sub> の低減法

PM 低減	噴射時期制御	噴射時期早期化
	吸入空気量増大	過給，多弁化
	混合促進	小噴孔，高圧噴射，スワール比増大，燃焼室改良
	噴射率制御	アフター噴射
NO <sub>x</sub> 低減	噴射時期制御	噴射時期遅延化
	噴射率制御	初期燃焼率抑制，パイロット噴射
	吸気質制御	排気再循環(EGR)

### (3) 燃焼改善技術

燃焼改善技術においては，熱効率の向上を図りつつ PM と NO<sub>x</sub> を大幅に低減できる燃焼法が強く求められている．

PM 低減には，混合気の希薄化を図り PM の前駆物質である低級不飽和炭化水素や PAH の酸化を促進させることが重要である．一方，サーマル NO の生成速度は，ゼルドビッチ機構<sup>(24)</sup>が示すように，温度を低下させると指数関数的に減少するので，NO<sub>x</sub> 低減には火炎温度を低下させることが効果的である．また，NO 生成速度は酸素分子や酸素原子の濃度上昇とともに増加するので，混合気中の酸素濃度の低下も NO 低減に有効である．表 1-2 は，これまでに行われている燃焼改善による NO<sub>x</sub> および PM 低減のための代表的な手法を整理したものである．表に上げた手法について，その概要を以下に示す．

噴射時期制御      噴射時期を早期化することで，着火遅れを長くし混合を促進させることにより PM の低減が可能である．しかしこのとき，量論比近傍の混合気が増えるので NO<sub>x</sub> が増大することが問題である．

吸入空気量増大      吸排気 4 弁式<sup>(25)(26)</sup>および中間冷却過給方式<sup>(27)(28)</sup>は，熱効率および出力の向上を図るとともに PM の酸化促進を図るのに役立ち，現在のディーゼル機関では必須の技術と言える．

混合促進            燃料噴射圧力の高圧化とノズル噴孔の小径化を行い、空気導入を促進させ混合速度を増大させる<sup>(29)(30)</sup>ことで混合気の希薄化を図る。この手法により、高出力時に PM の排出を抑えながら NO<sub>x</sub> を低減することが可能である。また、スワール比増大<sup>(31)</sup>は燃焼室内の空気利用率を高め、さらに乱れ増大により混合促進できるので PM の低減が可能であるが、量論比近傍の混合気が増加するので NO<sub>x</sub> の増加が問題となる。

噴射率制御            噴射初期の混合を抑制して量論比に近い当量比を持つ混合気の生成を抑制することで NO<sub>x</sub> 抑制を図る方法として、初期噴射率の抑制<sup>(32)</sup>がある。しかし、混合を抑制するので過濃混合気が残し、PM を排出しやすくなるので、高い噴射率の利用や燃焼室形状の工夫が併用される。また、コモンレール式電子制御燃料噴射装置<sup>(33)</sup>を用いた多段噴射法が検討されている。これには、パイロット噴射<sup>(32)</sup>やアフター噴射<sup>(34)</sup>が挙げられる。パイロット噴射は、初期の混合を抑制することで騒音の低減と NO<sub>x</sub> の低減を図る方法であるが、パイロット燃料の燃焼による温度上昇を充分小さく抑えることが難しいため、大きな NO<sub>x</sub> 抑制効果は得られない。また、アフター噴射を用いた後期攪乱による PM 低減効果が確認されているが、NO<sub>x</sub> が増加するので燃料消費率や THC の悪化を伴うことなく PM と NO<sub>x</sub> の同時低減の実現は困難である。

吸気質制御            排気再循環(EGR)<sup>(35)</sup>は、排気の一部を吸気に導き燃焼室内ガスの熱容量を増加させ、混合気の温度を低下させるとともに酸素濃度を下げることによって NO<sub>x</sub> を低減する方法である。この方法は現在のディーゼル機関では必須の NO<sub>x</sub> 低減法である。また、再循環させる排気ガスを冷却するクールド EGR は、火炎温度の低減により特に NO<sub>x</sub> の抑制効果が大きい。しかし、過剰に EGR を行うと酸素不足により、PM、HC の増加や燃料消費率の増加を引き起こす。

このように、これまでに提案された技術は、それぞれ単独で PM と NO<sub>x</sub> の同時低減を実現することが容易ではない。この理由は、以下に述べるディーゼル燃焼

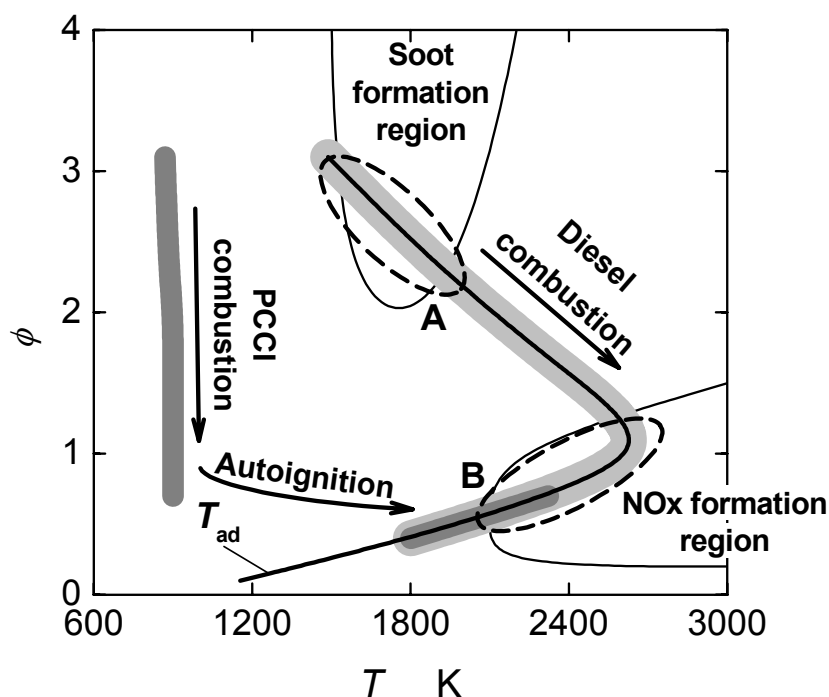


図 1-2 ディーゼルおよび PCCI 燃焼の混合気分布

における混合気濃度と温度の履歴に起因する．図 1-2 は，当量比 $\phi$ -温度 $T$ マップ上に均一混合気におけるすすおよび NOx の生成領域を模式的に示したものである．また，図には当量比 $\phi$ に対する混合気の断熱火炎温度 $T_{ad}$ を示し，さらにディーゼル燃焼における混合気の分布範囲(淡い灰色部分)と，後に説明する PCCI 燃焼の混合気分布(濃い灰色部分)を模式的に示した．ディーゼル燃焼においては，着火した時点では混合気の希薄化が進んでおらず，燃焼しながら混合が進むので，混合気の当量比の分布が広い．このような条件では，混合の進展とともに混合気の状態は全体として矢印(Diesel combustion)の方向に進むが，一部の過濃な混合気はすすを発生し(A)，量論比近傍の高温混合気は NOx を生成する．NOx 低減のために混合の抑制や噴射時期を遅くする等の操作を行うと，すす生成領域(図中 A)の混合気が増加してしまう．逆に，PM を低減するために混合を促進させると，NOx 生成領域(図中 B)の混合気が増加する．これまでに提案された燃焼改善技術の多くは，このようなトレードオフ関係から脱却することは難しく，NOx と PM

の同時低減は困難である。

NO<sub>x</sub> と PM のトレードオフ関係を打破し、ディーゼル機関の大幅な低エミッション化を実現するためには、混合気の希薄化をさらに促進させて、混合気分布を NO<sub>x</sub> と PM の生成領域よりも希薄側に設定することが有効と考えられる。高過給ディーゼル燃焼は出力増大を主目的としながら、このような考えにもとづいて NO<sub>x</sub> と PM を低減しようとする一つの手法と捉えることができる。この燃焼法は、従来よりも大量の過給を行い効率・出力の向上を目指すとともに、高い空気密度によって、噴霧内部で生成された PM の酸化促進を図る。また、他の燃焼法として、予混合圧縮自着火(PCCI)燃焼が提案されている(図 1-2 の濃い灰色部分)。本燃焼法では、予混合気吸入や早期噴射により、希薄かつ均一な混合気を形成させてから着火させるため、混合気の状態が図 1-2 の矢印(PCCI combustion)のように進む。そのため、着火するまでの間に、混合気がすすと NO<sub>x</sub> の生成領域よりも希薄化されるので、超低 PM・NO<sub>x</sub> 燃焼が実現できる。

このような新規な燃焼法を取り入れ、最近提案されている将来ディーゼル機関の筋書きは次の通りである。まず、今後導入される見込みであるサルファーフリー軽油を使用して、触媒の被毒の問題を回避し、中・高負荷では PM・NO<sub>x</sub> の後処理技術を在来のディーゼル燃焼とともに利用する。さらに、高出力化を図るために高過給ディーゼル燃焼を適用する<sup>(36)(37)</sup>。低負荷では後処理による十分な有害排気成分の除去が期待できないので、超低 PM・NO<sub>x</sub> の特徴を持つ PCCI 燃焼を適用する。現在においては、これが出力全域に渡って、PM と NO<sub>x</sub> の大幅な低減を達成するための実用的かつ効果的な方法であると言える。

したがって本研究においては、高過給ディーゼル燃焼と PCCI 燃焼における混合制御による燃焼および排気物質制御に焦点を当てて研究を行う。さらに本研究では、混合制御の別のアプローチとして、近接噴孔ノズルの着火・燃焼特性について定容燃焼装置を用いた実験研究を行った。そこで、これらに関する研究の現

状と課題について次節に言及する。

## 1.2. 本研究に関する研究の動向および課題

### 1.2.1. 高過給ディーゼル燃焼

ディーゼル機関においては，過給を適用することで低エミッション化，高出力化および熱効率向上<sup>(38)</sup>が期待できるので，20 年程前から過給圧力の増加が行われてきており，中間冷却過給方式(IT)によりさらに吸入空気質量の増加を図っている．また，噴射期間を短く抑えるとともに混合を促進するために，燃料噴射圧力の高圧化も同時に行われており，高過給化と噴射圧力の高圧化は，現在のディーゼル機関の開発の主要な流れ<sup>(39)~(41)</sup>となっている．青柳らは，単気筒機関に外部過給機と吸入空気の温度制御装置を組み合わせ，過給圧力を自然吸気時の約 5 倍にまで高めて実験を行った<sup>(42)</sup>．その結果，過給圧力の高圧化と高い噴射圧力(200MPa)を組み合わせることにより，スモークが低減し熱効率が向上することを明らかにした．さらに，こうした高過給条件下において大量 EGR を行うことで NO<sub>x</sub> 排出量を低減できること<sup>(43)</sup>を示している．この排気低減の効果に関して堀田らは，高過給・高 EGR と超高压噴射を行うことで，混合気の当量比 $\phi$ 温度  $T$  分布がすすと NO<sub>x</sub> の生成領域よりも希薄化することを示し，更なる排気低減には 180MPa 以上の高压噴射が有効である<sup>(44)</sup>としている．また，最近では高過給ディーゼル燃焼の実用化に向けた多気筒機関での研究<sup>(45)</sup>も進められている．このような高過給条件における燃焼形態は，図 1-3 の熱発生率経過が示すように，短い着火遅れの後に拡散的燃焼が続き，燃料噴射終了後速やかに熱発生が終わる．このように高過給ディーゼル燃焼は高酸素密度場での燃焼<sup>(46)</sup>となるので，従来のディーゼル機関において観測される，予混合的燃焼と拡散的燃焼を伴うような燃焼形態とは異なっている．拡散的燃焼が主体となる燃焼では，噴霧火炎内部において量論比に近い濃度を持つ混合気が必ず存在するので，低 NO<sub>x</sub> 燃焼は容易には得ら



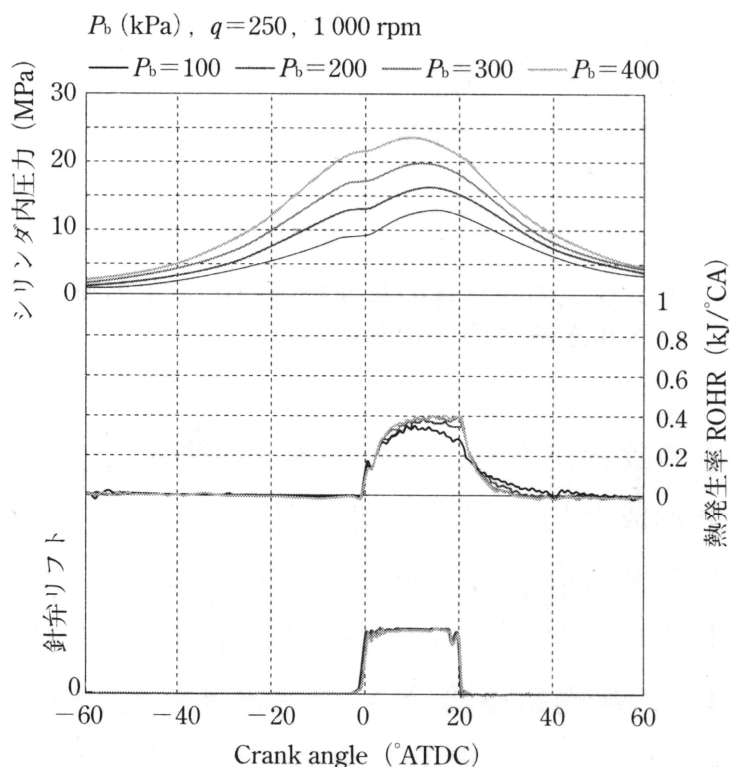


図 1-3 筒内圧力および熱発生率に及ぼす過給圧力の影響<sup>(42)</sup>

れないと考えられ、更なる低  $\text{NO}_x$  を実現するためには、噴射条件の選択による混合気の希薄化促進に加え、EGR により火炎温度の低下と酸素濃度の低下を図ることが必要である。そのため、雰囲気条件と噴射条件の組み合わせが、 $\text{NO}_x$  生成に及ぼす影響について基礎的に明らかにした上で、低  $\text{NO}_x$  燃焼を実現するための過給圧力、EGR 率ならびに噴射条件の選定方針を得る必要がある。

### 1.2.2. 直接噴射式 PCCI(DI-PCCI)燃焼

PCCI 燃焼は、予混合吸気方式<sup>(47)~(49)</sup>もしくは直接噴射方式<sup>(50)~(53)</sup>により希薄かつ均一度の高い混合気をシリンダ内に形成し、圧縮自己着火させる燃焼方式である。特に、DI-PCCI 燃焼は、ディーゼル燃焼と組み合わせ全負荷域をカバーする必要があることを考慮すると、実用上望ましい混合気形成法と言える。しかし、従来行われていたように早期に筒内直接噴射を行った場合(60~50°BTDC)には、着

火過程が化学反応支配となるため、失火と急激燃焼によって運転範囲が極低い負荷域のみに限定される。また、噴霧のシリンダライナ衝突による未燃成分の排出量増大や潤滑油希釈も大きな問題である。

そのため、早期噴射により燃料と空気の混合期間をできるだけ長くする方法ではなく、乱流混合の促進に重点をおいた方法も検討されている。島崎らが提案した上死点近傍噴射を用いた方法<sup>(54)(55)</sup>では、噴射時期を早期噴射時よりも上死点側に設定する(30~40°BTDC)とともに、混合速度を高めて短い混合時間でも、均一度の高い希薄な混合気を形成させる。しかし、この燃焼はセタン価が軽油より低い19の燃料を使用した場合には有効であったが、JIS2号軽油(セタン価57)を用いた場合には過早着火が起こり、着火時期を上死点に設定することができなかった。また、高負荷運転は急激燃焼により制限される<sup>(56)</sup>ので、運転範囲の高負荷側への拡大が課題となっている。この問題に対し内田ら<sup>(57)</sup>および横田ら<sup>(58)</sup>は、当量比-温度マップ上の燃焼領域に及ぼす噴射条件やEGRの影響について3次元数値解析を行い、より高負荷側への運転範囲の拡大には混合の促進とともに圧縮比低減による圧縮温度低減が必要であると述べている。そこで、可変バルブタイミング機構を用いて吸気バルブの閉弁時期の変更により有効圧縮比を変化させることで、筒内温度を制御する方法<sup>(59)</sup>が提案されており、同手法を用いて高負荷領域に適用した試み<sup>(60)</sup>もなされている。しかし、吸気バルブの閉弁時期を過度に遅らせるとCO、HCおよび燃料消費率の悪化を招くことが問題となる。また、着火性や蒸発性などの燃料性状<sup>(56)</sup>に着目した方法やEGRによる火炎温度制御<sup>(61)</sup>、過給による運転領域拡大<sup>(62)</sup>などが試みられている。しかし、排気ガス特性や燃料消費率を損なわない運転範囲の拡大は未だ実現に至っていないのが現状である。

最近では、噴射角の挟角化と燃焼室口径の拡大により噴霧のシリンダライナ衝突を回避しつつ、噴射時期を可能な限り早期に設定し、燃料噴射終了から熱炎発生までの混合期間を確保する試みが行われている。しかし、中・高負荷でディーゼル燃焼を用いることを考慮すると、熱効率・排気の観点から噴射角や燃焼室口

径の設定に対する自由度は低く、噴射時期は実用的に 40°BTDC 程度が限界と考えられる。さらに、軽油を用いた場合には、前述のように過早着火となり等容度の低下と冷却損失の増大に起因した熱効率の低下が問題となる。熱効率を高く保ちつつ、NO<sub>x</sub> と PM を低減するためには、EGR と有効圧縮比の低下<sup>(59)</sup>により、熱炎発生時期を上死点直後に設定し、小さい噴孔と高い噴射圧力を用いて燃料と空気の混合を促進することで、限られた混合期間においても混合気の希薄化・均質化を行うことが現実的と思われる。しかし、噴孔径や噴射圧力の設定範囲には限界があるので、EGR 率や有効圧縮比と噴射条件の適切な組合せを見出すことが重要となる。そのためには、DI-PCCI 燃焼において、噴射条件および酸素濃度等の雰囲気条件が着火・燃焼特性ならびに NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響を調べ、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにする必要がある。

### 1.2.3. 近接噴孔ノズル

高圧噴射と小噴孔径は、燃料噴霧を素早く微粒化させ、燃料と空気の混合を促進するので PM の大幅な低減が可能であり、現在のディーゼル機関においては必須の燃焼改善技術である。更なる PM と NO<sub>x</sub> の大幅低減を図るためには、混合気の希薄化をさらに促進させる必要がある。これを実現する方法の一つとして、マイクロホールノズル<sup>(63)~(65)</sup>が検討されている。これは、高圧噴射のもとで噴孔径を 0.1mm 以下に微細化したノズルにより、混合気の希薄化の大幅な促進を図った方法である。しかし、利用できる噴射圧力は限られており、噴孔径のみを小さくすると噴霧のペネトレーションが不足し、燃焼室内の空気を有効に利用できなくなり、NO<sub>x</sub> と PM が増加してしまう。また、千田ら<sup>(66)</sup>は、蒸発特性の異なる液化 CO<sub>2</sub> と n-トリデカンを混合させ、減圧沸騰現象を利用することで噴霧の微粒化と蒸発特性を改善する手法を提案している。しかし、蒸発性を高めるとやはり噴霧のペネトレーションが短くなるので、空気導入特性が悪化する。

NO<sub>x</sub> と PM を同時に低減するためには、混合気の希薄化と均質化の双方を促進することが必要となるので、良好な微粒化特性と空気導入特性を両立できる噴霧構造を作ることが求められる。この観点から、新規の混合気形成方法の一つとして近接噴孔ノズルが提案されている<sup>(67)</sup>。これは近接した二つの小さな噴孔からの噴霧を意図的に干渉させる方法である。近接噴孔ノズルを用いて混合気の希薄化と均質化を両立させるには、噴霧同士の干渉の度合いを精密に制御することが重要となるが、このようなノズルが燃焼に及ぼす影響を系統的に調べた研究は数少なく、近接噴孔ノズルの基礎的な着火・燃焼特性は明らかになっていない。

### 1.3. 本研究の目的および概要

前節までにディーゼル機関を取り巻く背景と排気浄化に関して行われた研究例およびそれらの持つ技術的課題を概説した。以上をまとめると、高過給ディーゼル燃焼においては、超低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現することが求められており、噴射条件の選択による混合気の希薄化促進に加え、EGR により火炎温度の低下と酸素濃度の低下を図ることが必要である。そのため、雰囲気条件と噴射条件の組み合わせが、NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について基礎的に明らかにした上で、低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現するための過給圧力、EGR 率ならびに噴射条件の選定方針を得る必要がある。

DI-PCCI 燃焼においては、高い熱効率が実現できるように上死点直後に着火時期を設定し、比較的短い混合期間の中で混合気の均一・希薄化を進めて低 NO<sub>x</sub> 燃焼を達成することが求められている。そのため、噴射条件および酸素濃度等の雰囲気条件が着火・燃焼特性ならびに NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響について基礎的に調べ、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにした上で、DI-PCCI 燃焼における高効率かつ低エミッション燃焼を実現するための噴射条件や EGR 率、有効圧縮比などの選定方針を得る必要がある。

また、近接噴孔ノズルを用いて混合気の均一・希薄化と燃焼室内空気の有効利

用を両立させる試みが行われているが、その可能性を明らかにするためには、近接噴孔ノズルの基礎的な着火・燃焼特性を調べ、ノズル設計の最適化のための知見を得る必要がある。

そこで本研究では、ディーゼル機関の低エミッション化を目指して、高過給ディーゼル燃焼および DI-PCCI 燃焼において、噴射条件や EGR 率が着火、燃焼特性および NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響を実験的に明らかにする。さらに、確率過程論的手法にもとづく着火・燃焼モデルを用いて、得られた実験結果を考察し混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにするとともに、低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための混合の制御方針を提案する。また、近接噴孔ノズルの噴霧特性および着火・燃焼特性を調べ、ノズル設計の最適化のために必要な知見を得る。

本論文の各章は次の内容である。

第 2 章では、高過給ディーゼル燃焼において、混合と雰囲気酸素濃度が NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について実験的に検討を行う。まず、定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置を用いて、n-ヘプタンの噴霧の燃焼を対象に、雰囲気条件および噴射条件が熱発生率に及ぼす影響を調べ、高過給条件特有の熱発生率が得られる雰囲気条件を選択する。次に、この雰囲気条件において、NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす噴射条件の影響を調べる。また、EGR を模擬して雰囲気中の雰囲気酸素モル分率を低下させた際の NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について検討を行った。

つづく第 3 章では、第 2 章で行った実験結果を考察するため、高過給ディーゼル燃焼の着火・燃焼および NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす混合の影響について、着火・燃焼モデルを用いて検討する。本モデルでは、燃料と空気の混合過程の表現には確率過程論モデルを用い、化学反応モデルには 5 段階総括反応モデルを使用した。本モデルにより、混合速度が熱発生率経過と NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響について数値解析を行い、得られた実験結果を考察するとともに、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにする。さらに、このモデルをエンジン条件に適用し体積変化を伴う条

件下での NO 生成特性に及ぼす噴射条件と酸素濃度の影響を明らかにした上で、高過給ディーゼル燃焼において低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための混合の制御方針を提案する。

第4章では、DI-PCCI 燃焼において混合と雰囲気酸素濃度が NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について実験的に検討を行う。まず、定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置を用いて DI-PCCI 相当の燃焼が得られる雰囲気条件を選定する。次に、この条件の下で噴射条件や酸素モル分率を変更した時の着火・燃焼特性ならびに NO<sub>x</sub> 生成特性を調べる。さらに、実験結果を整理することにより、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係について考察を加える。

第5章では、第4章で行った実験結果を考察するため、DI-PCCI 燃焼の着火・燃焼および NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす混合の影響について、着火・燃焼モデルを用いて検討する。第3章と同様の着火・燃焼モデルを使用するが、DI-PCCI 燃焼では着火に及ぼす化学反応の寄与度が高いので、着火時期の予測精度を向上させるために反応モデルの改良を行った。このモデルを用いて混合が熱発生率経過と NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について解析を行った。第4章で得られた実験結果を考察し、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにした上で、DI-PCCI 燃焼において低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための燃焼制御方針を提案する。

第6章では、近接噴孔ノズルの着火・燃焼特性について明らかにする。本研究では、ノズル設計のための知見を得ることを目的として、二つの噴孔のなす角を変化させたときの、着火・燃焼特性に及ぼす影響を系統的に調べる。定容燃焼装置により模擬したディーゼルおよび DI-PCCI 燃焼相当の雰囲気条件において、3種類の近接噴孔ノズルを用い、噴射圧力、酸素モル分率、ノズルから壁面までの距離等を変更し、噴霧特性および着火・燃焼特性を明らかにする。

最後に、第7章では、本研究で得られた結果をとりまとめるとともに、本研究において残された課題について述べる。

## 参考文献

- (1) 小川・清水・金谷, ディーゼルこそが地球を救う - なぜ, 環境先進国はディーゼルを選択するのか? -, ダイヤモンド社, (2004), pp.2-10.
- (2) M. Frenklach, and H. Wang, Detailed Modeling of Soot Particle Nucleation and Growth, Twenty-third Symposium (International) on Combustion (The Combustion Institute, Pittsburgh, Pennsylvania), (1990), pp.1559-1566.
- (3) 中村, 日米欧 排出ガス規制値と走行モード, エンジンテクノロジー, Vol.7, No.3, (2005), pp.8-11.
- (4) 環境省 中央環境審議会, 「今後の自動車排出ガス低減対策のあり方について」(第八次答申), (2005).
- (5) 坂本・大串・坂口・鈴木・河村, セラミックス繊維を用いた DPF の開発, 自動車技術会講演前刷集, No.70-00, (2000), pp.13-19.
- (6) T. Lanni, R. Conway, S. Chatterjee, H. Windawi, D. Rosenblatt, C. W. Bush, D. M. Lowell, J. Evans and R. O. Mclean, Performance and Durability Evaluation of Continuously Regenerating Particulate Filters on Diesel-Powered Urban Buses At NY City Transit, SAE Paper No.2001-01-0511, (2000).
- (7) 浜田・小淵, ディーゼル NO<sub>x</sub> と PM 後処理技術の展望, エンジンテクノロジー, Vol.6, No.4, (2004), pp.14-20.
- (8) J. P. Warren, R. Allanson, P. N. Hawker and A. J. J. Wilkins, Effects on After-treatment on Particulate Matter when Using the Continuous Regenerating Trap (CRT<sup>TM</sup>), Institute of Mechanical Engineering, Diesel Engine Particulate Control, Paper No. S491/006/98, (1998), pp.45-55.
- (9) (財)石油産業活性化センター, JCAP 技術報告書, ディーゼル既販車対策技術評価報告書, PEC-2000JC-04, (2001).
- (10) B. Cooper and J. Thoss, Role of NO in Diesel Particulate Control, SAE Paper No.890404, (1989).
- (11) 加藤・木原・原田・田中・井口・中西, NO<sub>x</sub> 吸蔵還元型三元触媒システムの開発 -第 1 報 NO<sub>x</sub> 浄化機能の発現と自動車への適用-, 自動車技術会論文集, Vol.27, No.1, (1996), pp.68-73.
- (12) 田中・加藤・竹島・松本・井口・横田・笠原, NO<sub>x</sub> 吸蔵還元型三元触媒システムの開発 -第 2 報: 浄化メカニズムと触媒性能向上-, 自動車技術会論文集, Vol.26, No.4, (1995), pp.34-38.
- (13) 広田・中谷・竹島・伊藤・田中・堂前, ディーゼル PM, NO<sub>x</sub> 同時低減触媒システム, 自動車技術会論文集, Vol.34, No.1, (2000), pp.83-88.
- (14) S. Shoji, T. Kamoshita, T. Watanabe, T. Tanaka and M. Yabe, Development of a Simultaneous

- Reduction System of NO<sub>x</sub> and Particulate Matter for Light-Duty Truck, SAE Paper No. 2004-01-0579, (2004).
- (15) 原真治, 尿素還元型 NO<sub>x</sub> 触媒の性能, 自動車技術, Vol.57, No.9, (2003), pp.88-93.
  - (16) 石油製品品質小委員会, 今後の自動車用燃料品質のあり方について (第二次報告案), (2003).
  - (17) 小熊・木下・後藤・福本, GTL ディーゼルエンジンの性能と排気, 自動車技術会論文集, Vol.34, No.4, (2003), pp.101-104.
  - (18) 椿山・小熊・後藤・金野・松原, GTL 軽油が運転限界域で示すエンジン性能と排気特性, 自動車技術会講演前刷集, No.56-05, (2005), pp.17-22.
  - (19) S. Kajitani, Z. L. Chen, M. Konno and K. T. Rhee, Engine Performance and Exhaust Characteristics of Direct-Injection Diesel Engine Operated with DME, SAE Paper No.972973, (1997).
  - (20) T. Fleisch, C. McCarthy, A. Basu, C. Udovich, P. Charbonneau, W. Slodowske, S. Mikkelsen and J. McCandless, A New Clean Diesel Technology: Demonstration of ULEV Emissions on a Navistar Diesel Engine Fueled with Dimethyl Ether, SAE Paper No.950061, (1995).
  - (21) 佐藤・高柳・及川・野崎・野田・牛山・石川, ポスト新長期規制適合の小型トラック用 DME エンジンの開発, 自動車技術会講演前刷集, No.54-06, (2006), pp.7-11.
  - (22) 山根, バイオ燃料エンジンシステムの現状と将来, 日本機械学会 2003 年度年次大会講演資料集 (VIII), (2003), pp.153-154.
  - (23) K. Kawasaki, K. Yamane, K. Sone, T. Hara, Accelerated Oxidation Process in Biodiesel and Its Effect on Diesel Combustion and Emission Characteristics, The 18th Internal Combustion Engine Symposium (International), Paper No.20056044, (2005).
  - (24) I. Glassman, Combustion (Third edition), (1996), pp.403-413, (Academic Press).
  - (25) 佐々木・合羽・大石・鈴木, トヨタ 1HD-FT ターボディーゼルエンジン - 低公害/高性能ターボディーゼルエンジン開発, 自動車技術会 No.9503 シンポジウム, (1995), pp.33-34.
  - (26) F. Thoma and H. Fausten, The New Four-valve 6-cylinder 3.0 Liter Mercedes-Benz Diesel Engine for the Executive Class Passenger Vehicle, SAE Paper No.932875, (1993).
  - (27) T. Suzuki, A. Sato and K. Suenaga, Development of a Higher Boost Turbocharged Diesel Engine for Better Fuel Economy in Heavy Vehicles, SAE Paper No.830379, (1983).
  - (28) A. Sato, K. Suenaga, M. Noda and Y. Maeda, Advanced Boost-Up in Hino Ep100-Ii Turbocharged and Charge-Cooled Diesel Engine, SAE Paper No.870298, (1987).
  - (29) 池上・山根, ディーゼル機関の高圧噴射における適正ノズルオリフィス径, 日本機械学会論文集, Vol.59, No.568, B(1998), pp.4046-4051.
  - (30) S. Shundoh, T. Kakegawa, K. Tsujimura and S. Kobayashi, A Study on Combustion of Direct Injection Diesel Engine with 150MPa Injection Pressure, Proceeding of the 2nd International Symposium on COMODIA 98, (1998), pp.607-612.



- (31) 上田・三輪・石山, 直接噴射式ディーゼル機関の排出微粒子に及ぼすスワールの影響, 第8回 内燃機関合同シンポジウム講演論文集, (1989), pp.13-18.
- (32) 池上・中谷・山根・田中, 先立ち噴射および初期噴射率抑制によるディーゼル燃焼の改善, 日本機械学会論文集, Vol.63, No.613, B(1997), pp.3158-3164.
- (33) 伊藤, コモンレール, エンジンテクノロジー, Vol.1, No.4, (1999), pp.46-48.
- (34) 堀田・稲吉・中北・藤原・阪田, マルチ噴射による HSDI ディーゼルの排気・性能改善, 自動車技術会論文集, Vol.36, No.1, (2005), pp.79-85.
- (35) 池上・河合・木原, 排気再循環によるディーゼルエンジンの窒素酸化物低減, 自動車技術会論文集, No.5, (1973), pp.3-9.
- (36) 青柳・兵頭, ディーゼル新技術: 高 EGR 率条件の予混合圧縮着火燃焼, 自動車技術, Vol.59, No.4, (2005), pp.110-115.
- (37) 島崎, ディーゼル燃焼の予混合化, エンジンテクノロジー, Vol.7, No.2, (2005), pp.45-50.
- (38) 青柳, 高過給・高圧噴射のディーゼル機関, 自動車技術, Vol.58, No.4, (2004), pp.13-18.
- (39) T. R. Stover, D. H. Reichenbach and E. K. Lifferth, The Cummins Signature 600 Heavy-Duty Diesel Engine, SAE Paper No.981035, (1998).
- (40) T. Suzuki, A. Sato and K. Suenaga, Development of a Higher Boost Turbocharged Diesel Engine for Better Fuel Economy in Heavy Vehicles, SAE Paper No.830379, (1983).
- (41) S. Endo, H. Nakagawa, T. Fujii and A. Sato, State-Of-The-Art; Hino High Boosted Diesel Engine, SAE Paper No.931867, (1993).
- (42) 青柳・国島・浅海・粟飯原・小高・後藤, 単気筒エンジンによる超高過給ディーゼル燃焼の研究(第1報) - 過給圧力を変化させた場合の燃焼特性 -, 自動車技術会論文集, Vol.35, No.3, (2004), pp.35-40.
- (43) 青柳・長田・三沢・広沢・小高・後藤, 単気筒エンジンによる超高過給ディーゼル燃焼の研究(第2報) - 高過給下の広域多量 EGR が NOX と PM に与える効果 -, 自動車技術会論文集, Vol.36, No.5, (2005), pp.59-64.
- (44) 堀田・稲吉・中北・秋濱・稲垣・阪田, 高過給・高 EGR と超高压噴射による HSDI ディーゼル機関の大幅排気低減(第1報) - 排気の低減効果とその改善メカニズム -, 自動車技術会講演前刷集, No.34-06, (2006), pp.9-14.
- (45) 小林・青柳・三沢・後藤・鈴木, 多気筒ディーゼルエンジンの高過給・高 EGR システムにおける吸気酸素濃度制御(第2報), 自動車技術会論文集, Vol.36, No.5, (2005), pp.59-64.
- (46) 小堀・横須賀, 高過給ディーゼル機関の着火遅れに関する研究, 日本機械学会論文集, Vol.69, No.684, B(2003), pp.1966-1971.
- (47) 古谷・川島・太田, 超希薄予混合圧縮自着火機関試案, 日本機械学会論文集, Vol.62, No.595, B(1996), pp.1240-1246.
- (48) M. Christensen, B. Johansson, P. Amnéus, and F. Mauss, Supercharged Homogeneous Charge Compression Ignition, SAE Paper No.980787, (1998).

- (49) R. H. Thring, Homogeneous-Charge Compression Ignition (HCCI) Engines, SAE Paper No.892068, (1989).
- (50) 柳原, 新しい混合気形成法によるディーゼルの NO<sub>x</sub>・煤同時低減, 日本機械学会論文集, Vol.63, No.606, B(1997), pp.724-729.
- (51) 武田・中込・新村, 早期燃料噴射による希薄予混合ディーゼル燃焼の排出物特性, 日本機械学会論文集, Vol.62, No.599, B(1996), pp.2887-2894.
- (52) 原田・浅海・青柳, 直接噴射式希薄予混合圧縮着火機関における着火時期制御に関する研究, 日本機械学会論文集, Vol.68, No.670, B(2002), pp.1827-1832.
- (53) 松井・木村・小池, 小形 DI ディーゼル機関の新燃焼コンセプト - 第1報: 基本燃焼コンセプトの紹介 -, 自動車技術会論文集, Vol.28, No.1, (1997), pp.41-46.
- (54) 島崎・西村, 上死点近傍燃料噴射による予混合型ディーゼル燃焼の排気改善, 自動車技術会論文集, Vol.34, No.1, (2003), pp.53-58.
- (55) N. Shimazaki, T. Tsurushima and T. Nishimura, Dual-Mode Combustion Concept With Premixed Diesel Combustion By Direct Injection Near Top Dead Center, SAE Paper No.2003-01-0742, (2003).
- (56) 島崎・西村, 上死点近傍燃料噴射による予混合ディーゼル燃焼コンセプト - 燃料の着火性や蒸発性の影響 -, 自動車技術会講演前刷集, No.46-05, (2005), pp.5-10.
- (57) 内田・横田・工藤, 予混合圧縮着火燃焼の現状と課題, ディーゼル機関の先進 NO<sub>x</sub> 低減技術, 自動車技術会 No.01-05 シンポジウム, (2005), pp.25-32.
- (58) 横田・工藤・中島, 予混合ディーゼル燃焼における NO<sub>x</sub>, スス生成の考察, 第17回内燃機関シンポジウム講演論文集, (2002), pp.65-70.
- (59) 村田・川野・草鹿・大聖・鈴木・石井・後藤・小高, 可変バルブタイミングによる予混合ディーゼル燃焼の中速中負荷域への適用, 自動車技術会論文集, Vol.36, No.6, (2003), pp.53-58.
- (60) 村田・吉見・草鹿・大聖・川野・鈴木・石井・後藤・小高, 可変バルブ機構による高負荷ディーゼル燃焼のエミッション低減に関する研究, 自動車技術会講演前刷集, No.75-06, (2006), pp.21-26.
- (61) 高津戸・五十嵐・飯田, 予混合圧縮着火エンジンにおける n-Butane 燃料の自己着火・燃焼過程: 外部 EGR が着火および燃焼に及ぼす影響, 日本機械学会論文集, Vol.65, No.638, B(1999), pp.3497-3501.
- (62) 原田・宮本・浅海・青柳, 高過給圧縮着火機関における希薄予混合燃焼の基本特性, 日本機械学会論文集, Vol.66, No.649, B(2000), pp.2493-2500.
- (63) 小堀, 神本, 小酒, マイクロホールノズルを用いた直噴式ディーゼル機関の着火, 燃焼および排気特性, 日本機械学会論文集, Vol.62, No.594, B(1996), pp.814-819.
- (64) 村田, 小堀, 飯田, マイクロホールノズルを用いた直噴式ディーゼル機関の燃焼改善, 日本機械学会論文集, Vol.66, No.647, B(2000), pp.1912-1918.
- (65) 李, 飯田, 急速圧縮装置を用いた微細孔高圧ディーゼル噴霧の着火及び燃焼に関する

- 研究(噴霧内当量比の不均一性に関する考察), 日本機械学会論文集, Vol.67, No.658, B(2001), pp.1555-1562.
- (66) 千田, 浅井, 川口, 藤本, ガス溶解燃料を用いたディーゼル噴霧の微粒化特性(第3報, 液化CO<sub>2</sub>混合燃料噴霧の微粒化特性と蒸気生成量の予測), 日本機械学会論文集, Vol.65, No.632, B(1999), pp.1459-1466.
- (67) 西島・増田・佐々木・大島, 群噴孔ノズルを用いた排ガス低減へのアプローチ, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.46-05, (2005), pp.11-15.

## 第2章

### 高過給条件下での噴霧燃焼における NO<sub>x</sub> 生成特性

#### 2.1. 緒言

本章では，高過給ディーゼル燃焼において，混合速度と雰囲気酸素モル分率が NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について検討を行う．

ディーゼル機関においては低エミッション化・高出力化を目指して高過給化が進められている．青柳らは，試験機関を用いて，高圧燃料噴射と従来よりも高い過給圧力を適用することにより，スモークの大幅な低減に成功し<sup>(1)</sup>，さらに，大量の EGR を組み合わせることにより，NO<sub>x</sub> の低減が可能であることを見出している<sup>(2)</sup>．このような条件における燃焼形態は，雰囲気圧力の上昇により着火遅れが大幅に短縮され，拡散的燃焼が支配的となるが，燃料噴射終了後速やかに熱発生が終わる<sup>(1)</sup>．すなわち，ディーゼル機関において観測される，予混合的燃焼と拡散的燃焼を伴うような燃焼形態とは異なっている．しかし，拡散的燃焼が主体となる燃焼では，噴霧火炎内部において量論比に近い濃度を持つ混合気が必ず存在するので，低 NO<sub>x</sub> 燃焼は容易には得られないと考えられ，更なる低 NO<sub>x</sub> を実現するためには，噴射条件の選択による混合気の希薄化促進に加え，EGR により火炎温度を低下させることが必要であると考えられる．そのため，過給圧力や EGR 率などの雰囲気条件と噴射圧力や噴孔径などの噴射条件の組み合わせが NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響を明らかにする必要がある．しかし，こうした条件において燃料と空気の混合特性が熱発生率や環境影響物質生成に及ぼす影響について調べた基礎的な実験データは数少ない．

そこで本章では、まず、定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置を用いて、n-ヘプタンの単発噴霧の燃焼を対象に、まず雰囲気条件および噴射条件が熱発生率に及ぼす影響を調べ、高過給条件特有の熱発生率が得られる雰囲気条件を選択する。次に、この雰囲気条件において、NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす噴射条件の影響を調べる。また、EGR を模擬して雰囲気中の酸素モル分率を低下させた際の NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について検討を行い、噴射条件および酸素モル分率が熱発生率経過および NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響を明らかにする。

## 2.2. 実験装置および手法

### 2.2.1. 定容燃焼装置

本研究では、幅広い雰囲気条件の設定が比較的容易に行える定容燃焼装置を用いた。本装置は、希薄予混合気を燃焼させて得た高温高圧の模擬空気の中に燃料噴射を行う方式である<sup>(3)(4)</sup>。燃焼容器の断面を図 2-1 に示す。燃焼室は奥行き 45mm、幅 100mm、高さ 80mm でほぼ直方体（容積約 300cm<sup>3</sup>）であり、外周部に燃料噴射ノズル、吸気バルブ、排気バルブ、点火プラグ、攪拌機、圧力センサおよび本体温度測定用の熱電対を取り付けた。

高温高圧雰囲気の作成に用いる C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>、H<sub>2</sub>、O<sub>2</sub> および N<sub>2</sub> の混合気は燃焼室直前に設けた容器で作成し、吸気バルブを介して燃焼室内に導入した後、乗用車用点火プラグを用いて点火した。予混合気の組成と燃焼室への充填圧力を調整することにより、燃料噴射開始時点での圧力、温度および酸素モル分率を変更する。本研究では、雰囲気圧力  $p_i$  を 4~8MPa、雰囲気温度  $T_i$  を 900~1000K の範囲で変更した。ただし、本研究での雰囲気温度  $T_i$  は、燃料噴射開始時の燃焼室内圧力から算出した熱力学的平均温度である。ここで、 $p_i=4\text{MPa}$  は圧縮比が 18 の自然吸気エンジンの圧縮圧力に対応し、 $p_i=8\text{MPa}$  は 2 倍の過給を施した条件に相当する。また、雰囲気中の酸素モル分率  $r_{\text{O}_2}$  は O<sub>2</sub> を N<sub>2</sub> で置換することにより、15、18、21mol%と

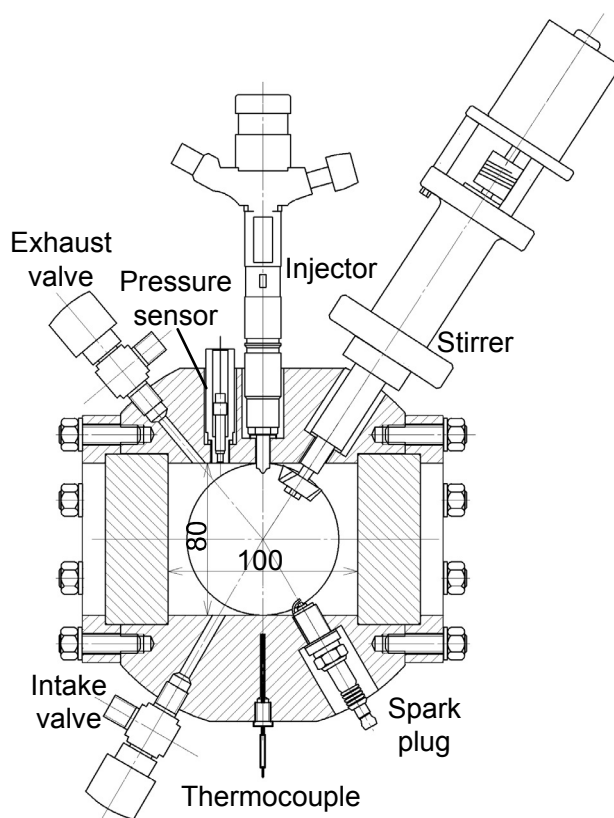


図 2-1 定容燃焼容器

変化させた．なお， $r_{O_2}=15\%$ はエンジンを総括当量比 0.5 で運転した際の EGR 率が約 55%に， $r_{O_2}=18\%$ は約 25%に相当する．

燃料噴射にはコモンレール式の電子制御燃料噴射装置（DENSO ECD-U2P）を用い，単噴孔ノズルで燃焼室中心に向かって単発噴射を行った．噴射条件は噴孔径  $d_N=0.14\text{mm}$ ，噴射圧力  $p_{inj}=80\text{MPa}$  を標準とし，噴射量  $m_f$  を 19.5mg で固定し，噴孔径  $d_N$  を 0.10~0.14mm，噴射圧力  $p_{inj}$  を 40~130MPa の範囲で変化させた．

燃焼室内の圧力と燃料噴射弁のニードルリフトはそれぞれ圧電式圧力変換器（KISTLER 6052A），渦電流式リフトセンサで測定した．

また，燃焼室内雰囲気中の大規模な温度むらを解消するために攪拌機により予混合気および燃焼後のガスを充分攪拌した．なお，攪拌による燃焼室内ガスの流動は噴霧の進行速度と比較すると充分弱く，燃焼室内のガスはほぼ静止雰囲気と

見なせる。

熱発生率の算出には、単層モデルを仮定し、熱損失および燃料噴射によるエンタルピー変化を考慮して求めた。熱損失率は、燃料噴射を行わないときの圧力降下から熱通過率を求め、燃焼時もこれが変化しないとして推定した。

### 2.2.2. 全量ガスサンプリング装置

本研究では、NO<sub>x</sub> の生成特性を実験的に調べるために、図 2-2 に示す全量ガスサンプリング装置を用いて NO<sub>x</sub> 濃度を測定した。本手法は燃焼中の任意の時刻において燃焼室側面に設置されたダイアフラムを撃針により破膜し、燃焼室内のガスを急膨張させ冷却して反応を凍結する方法である。採取したガス中の

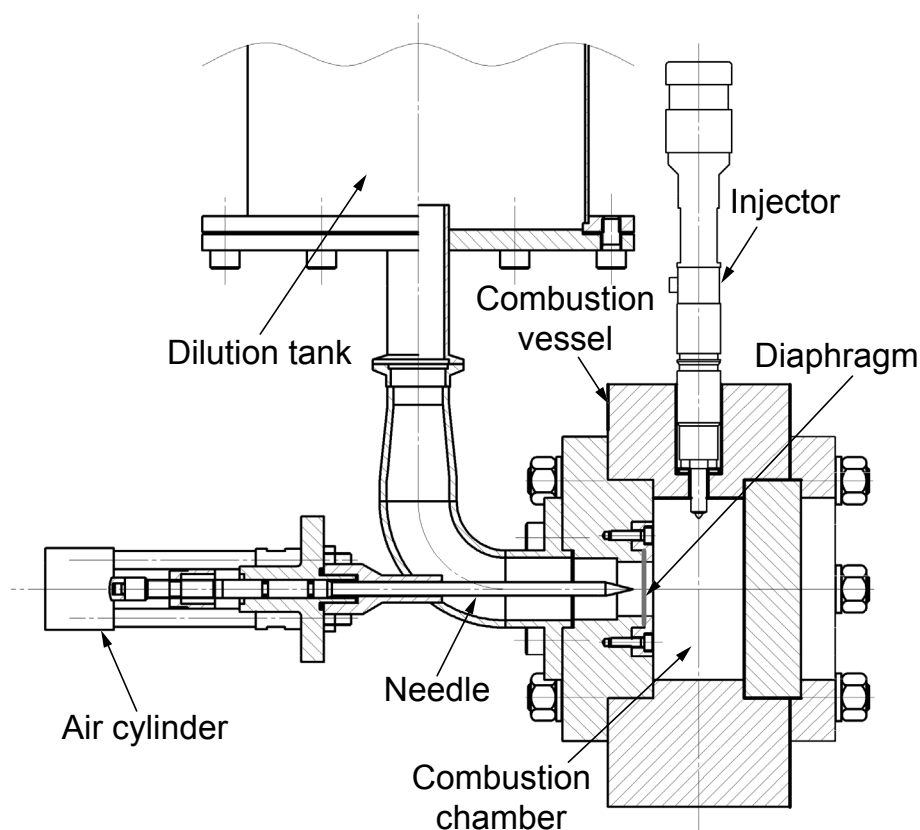


図 2-2 全量ガスサンプリング装置

NO<sub>x</sub>(NO+NO<sub>2</sub>)の濃度は CLD 式 NO<sub>x</sub> 分析計 (Yanaco ECL-88A) により計測した。なお、希釈タンクには予め常温室素ガスを充填しておき、採取時の希釈比を質量比で 2.4 とすることで、燃焼ガスの温度が約 700K 以下になるように冷却した。また、本研究における NO<sub>x</sub> の質量を求める際には、得られた NO<sub>x</sub> がすべて NO であると仮定して質量を求めた。実験では任意の時刻に撃針によりダイアフラムを破膜させることで、その時刻における NO<sub>x</sub> 濃度を分析した。

## 2.3. 燃焼特性

### 2.3.1. 雰囲気条件の設定

高過給条件の熱発生率経過は着火遅れが非常に短く、拡散的燃焼が主体となることが実験的に示されている<sup>(1)</sup>。本節では、こうした燃焼形態が得られる雰囲気条件を見出すため、熱発生率に及ぼす雰囲気温度・圧力の影響を調べる。

図 2-3 に標準噴射条件のもとで、雰囲気圧力  $p_i$  および雰囲気温度  $T_i$  が熱発生率  $dq/dt$  の履歴に及ぼす影響を調べた結果を示す。また、図には噴射開始からの二

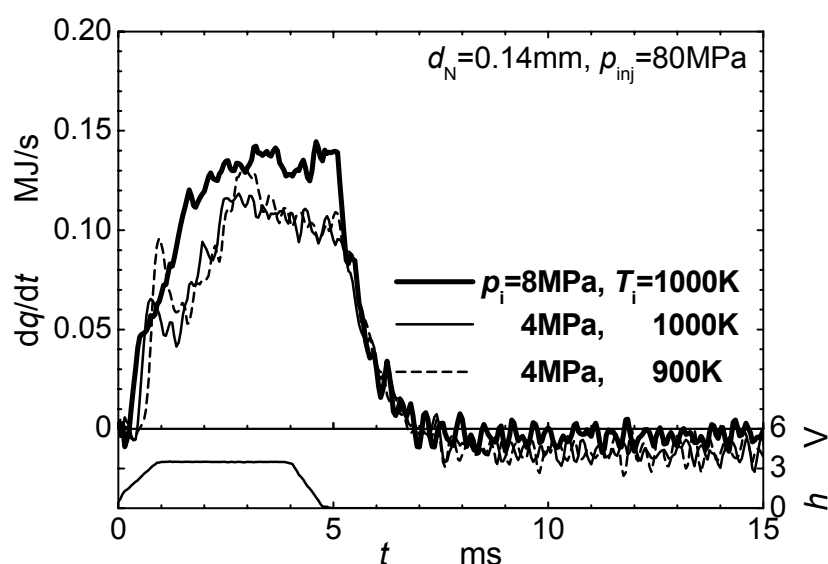


図 2-3 雰囲気圧力および雰囲気温度が熱発生率に及ぼす影響



ドルリフトセンサ出力  $h$  の履歴も併せて表示した。 $p_i=4\text{MPa}$  ,  $T_i=900\text{K}$  の熱発生率は燃焼初期に予混合的な燃焼によるピークを持ち、その後に拡散的燃焼が続くことを示す。この燃焼形態は自然吸気エンジンで観測される熱発生率に近い。同じ雰囲気圧力で雰囲気温度  $T_i$  を  $1000\text{K}$  に上昇させると着火遅れが短くなり、予混合的な燃焼のピークが小さくなる。さらに、 $T_i=1000\text{K}$  一定で、雰囲気圧力を  $8\text{MPa}$  に上昇させると、 $p_i=4\text{MPa}$  の際に見られた予混合的な燃焼が確認できず、 $t=2\sim 5\text{ms}$  においてほぼ一定の熱発生率を有する準定常的な拡散的燃焼が主体となる燃焼形態を示す。また、熱発生率の値は雰囲気圧力の上昇に伴って増加し、総発生熱量も  $p_i=4\text{MPa}$  より  $18\%$  程度高くなる。これは、雰囲気圧力の上昇に伴い、噴霧内部に導入される酸素質量が増大したためと考えられる。このように  $p_i=8\text{MPa}$  ,  $T_i=1000\text{K}$  とすれば、実機関で確認された高過給条件の燃焼形態<sup>(1)</sup>が再現できる。したがってこれ以降、本条件を標準雰囲気条件とする。

### 2.3.2. 噴射条件が熱発生率に及ぼす影響

前節において得た標準雰囲気条件において、噴射条件が熱発生率に及ぼす影響について調べた。

図 2-4 に噴孔径および噴射圧力を変更した際の熱発生率履歴を示す。噴孔径  $d_N=0.14\text{mm}$  一定の条件では、噴射圧力  $p_{inj}$  の上昇により平均噴射率が上昇するに従い、最大熱発生率が高くなる。また、平均噴射率がほぼ等しい  $d_N=0.14\text{mm}$  ,  $p_{inj}=40\text{MPa}$  と  $d_N=0.10\text{mm}$  ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  の熱発生率は等しいが、後者の方が混合が速いために、熱発生率の立ち上がり立ち下がりが速くなる。

## 2.4. NO<sub>x</sub> 生成特性

本節では、全量ガスサンプリングを実施し、得られた NO<sub>x</sub> 生成履歴について検討を行う。

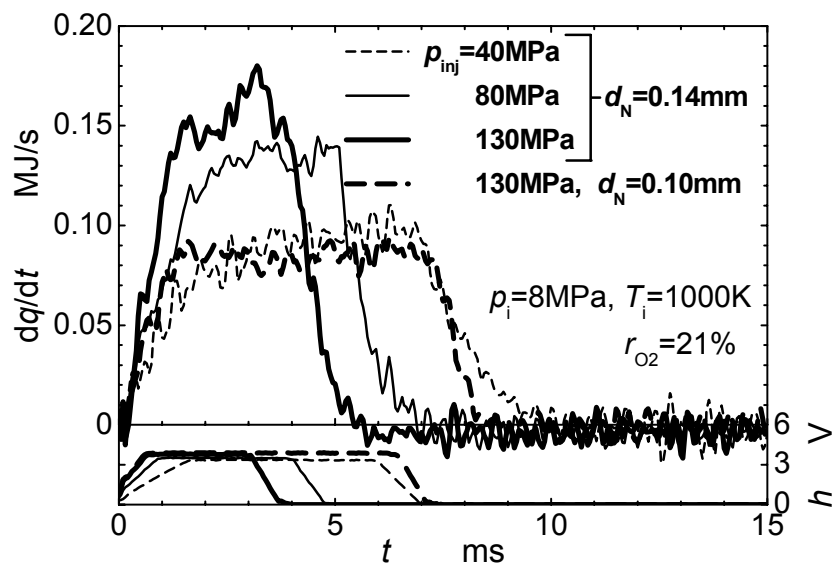


図 2-4 噴射圧力および噴孔径が熱発生率に及ぼす影響

#### 2.4.1. NOx 生成に及ぼす雰囲気圧力の影響

まず，雰囲気圧力が NOx 生成特性に及ぼす影響について検討を行った．図 2-5 は，標準噴射条件において雰囲気温度を  $T_i=1000\text{K}$  に固定し，雰囲気圧力を  $p_i=4, 8\text{MPa}$  に変化させた際の熱発生率経過  $dq/dt$  および NOx 質量  $m_{\text{NOx}}$  を示す．NOx 質量は雰囲気圧力にかかわらず，熱発生期間中では単調に増加し，熱発生終了とともにほぼ一定の値になる．この傾向は，予混合的燃焼の割合の大きい熱発生率が得られる条件において実測された結果<sup>(5)(6)</sup>とよく似た傾向を示しており，拡散的燃焼が支配的な燃焼においても，NOx 生成量の履歴に定性的には大きな変化がないことを示している．なお，今後噴射条件の影響等について比較を行うために， $t=10\sim 15\text{ms}$  で一定の値になった NOx 質量を最終 NOx 質量と定義する．また，雰囲気圧力が上昇すると熱発生期間中の NOx 質量の増加率，すなわち NOx 生成速度が高くなり最終 NOx 質量も高くなる．これは上述したように，雰囲気圧力の上昇により，発生熱量が増大したことに起因していると考えられる．

## 2.4.2. NOx 生成に及ぼす噴射条件の影響

次に、噴射条件が NOx 生成特性に及ぼす影響について調べた。図 2-6 は、標準雰囲気条件において噴射圧力  $p_{inj}$  を 40, 80 および 130MPa に変化させた際の熱発生率  $dq/dt$  および NOx 質量  $m_{NOx}$  を示す。噴射圧力にかかわらず、熱発生期間中の

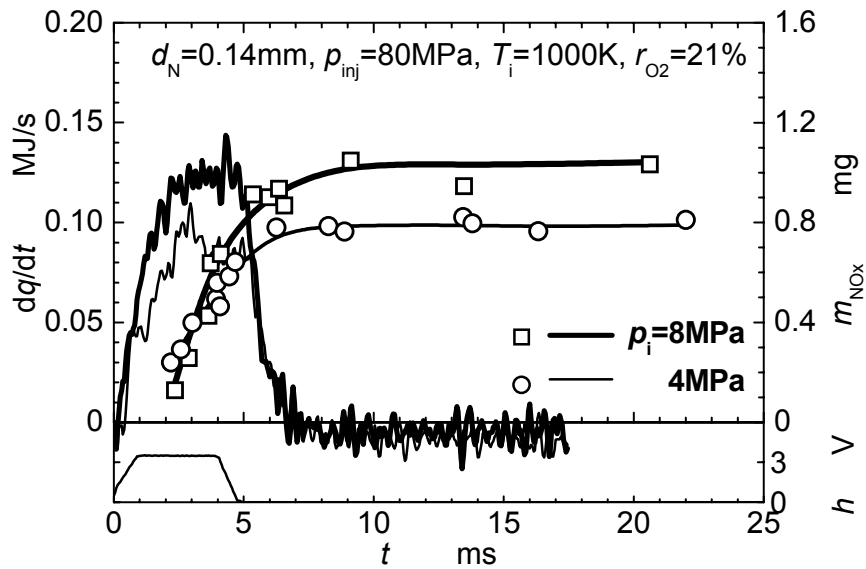


図 2-5 雰囲気圧力が NOx 質量に及ぼす影響

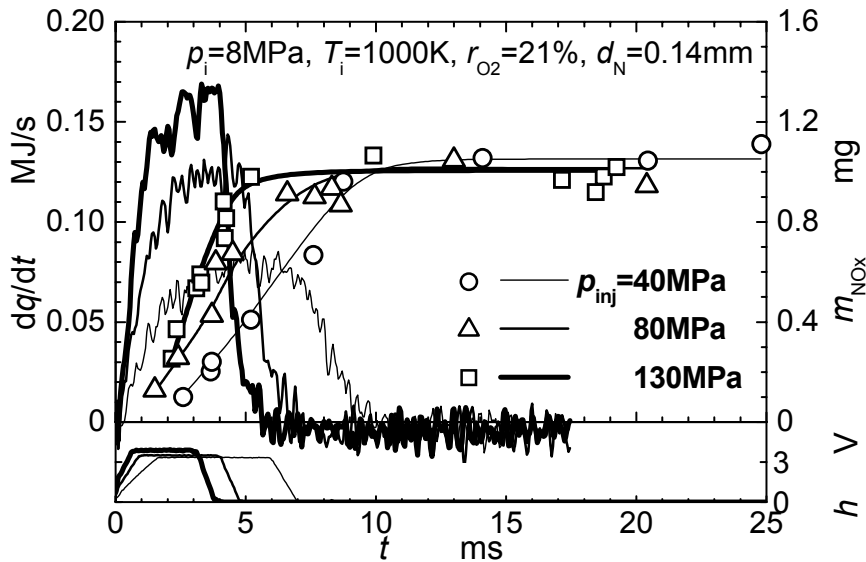


図 2-6 噴射圧力が NOx 質量に及ぼす影響

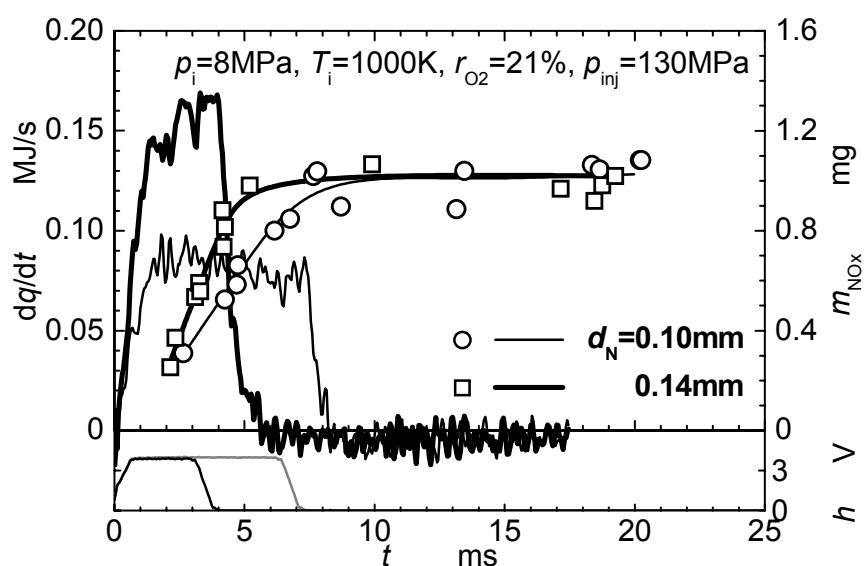


図 2-7 噴孔径が NOx 質量に及ぼす影響

NOx 質量は単調に上昇し、熱発生終了後には一定の値になる。また、噴射圧力を上昇させると最大熱発生率が上昇し、NOx 生成速度が高くなっている。しかし、最終 NOx 質量には噴射圧力による大きな変化が確認できない。

次に、噴射圧力を一定にして、噴孔径を  $d_N=0.10$ ,  $0.14\text{mm}$  に変化させた結果を図 2-7 に示す。図 2-6 と同様に、NOx 質量の履歴は噴孔径によらず同様の傾向を示す。また、噴孔径が小さくなると熱発生率が低くなり、NOx 生成速度が低くなっている。また、最終 NOx 質量には噴孔径による顕著な差異は見られない。これまでの結果から、NOx 生成速度は噴射率に依存して変化していると考えられる。そこで、平均噴射率が等しい  $d_N=0.14\text{mm}$ ,  $p_{inj}=40\text{MPa}$  と  $d_N=0.10\text{mm}$ ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  の NOx 質量の履歴を比較した。その結果を図 2-8 に示す。平均噴射率が一定の条件では、熱発生期間中での NOx 質量は  $d_N=0.10\text{mm}$ ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  の方が高くなっているが、NOx 生成速度はほぼ等しくなり、NOx 生成速度は噴射率によって決まる。熱発生期間中の同一時刻における NOx 質量の差異は、 $d_N=0.10\text{mm}$ ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  では図 2-4 で述べたように熱発生率の立ち上がりが速くなるので、燃

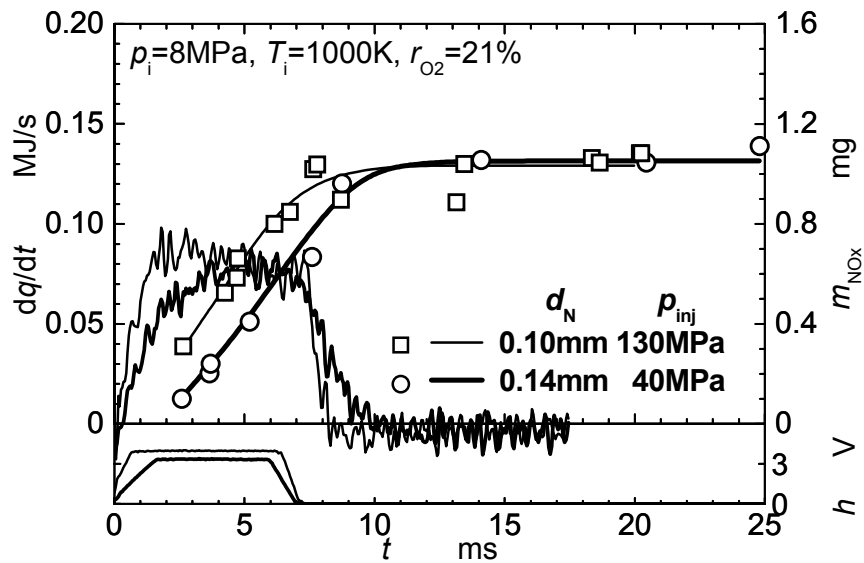


図 2-8 混合速度が NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす影響(平均噴射率一定)

焼初期において NO<sub>x</sub> の生成量が増加したためであると推察される。

これまでの結果から、最終 NO<sub>x</sub> 質量は噴射条件の影響を大きく受けないように見える。しかし、実際には噴射条件ごとに発生熱量が若干異なるため、最終 NO<sub>x</sub> 質量を発生熱量  $q_t$  で除した値、つまり単位発生熱量当りの NO<sub>x</sub> 質量  $m_{\text{NO}_x}/q_t$  を用いて比較を行った。その結果を図 2-9 に示す。噴射圧力が高くなるにつれ、 $m_{\text{NO}_x}/q_t$  が低くなる。これは噴射圧力の増加により希薄化が迅速に行われるため、噴霧内部の温度が早く低下することに起因していると推察される。また、噴孔径を 0.10mm に小さくすると混合気の均質化が促進され、 $m_{\text{NO}_x}/q_t$  はさらに減少すると思われたが、逆に増加する傾向を示した。これは、噴霧が壁面に衝突したことで、小噴孔径による混合促進の効果が弱まったためではないかと推察される。

一方、実機関の実験<sup>(2)</sup>では本実験で得られたような現象は確認できず、一般に噴射圧力を上げると NO<sub>x</sub> 排出量は増加する傾向を示す。実機関ではピストンの降下による体積膨張が起こるため、燃焼室内の温度が低下し、本実験のように NO<sub>x</sub> が一定の値に収束する前に、NO<sub>x</sub> 生成反応が凍結されることが影響していると推

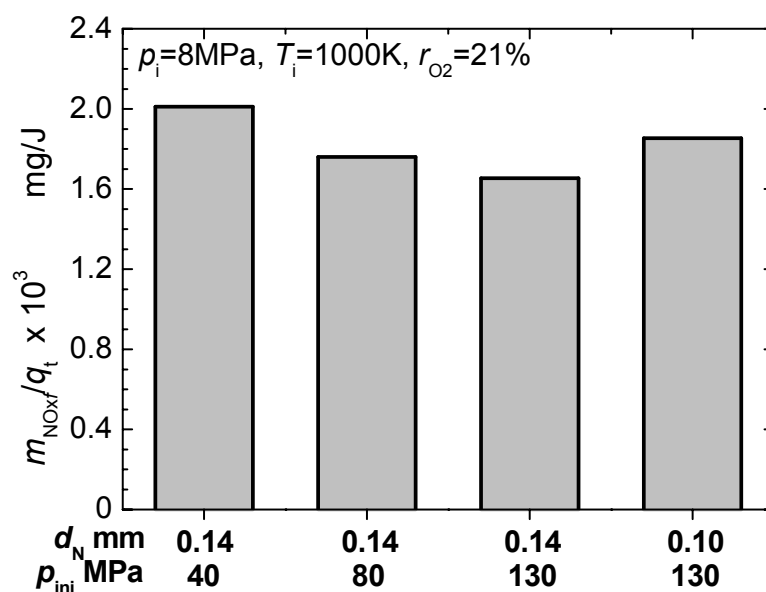


図 2-9 噴射条件が  $m_{NOx}/q_t$  に及ぼす影響

察される。

### 2.4.3. NOx 生成に及ぼす雰囲気酸素モル分率の影響

ここでは EGR を想定して、雰囲気中の酸素モル分率を変化させた際の NOx 生成特性を明らかにする。まず、標準噴射条件において雰囲気中の酸素モル分率  $r_{O_2}$  を 15, 18 および 21% に変化させ、酸素モル分率が熱発生率に及ぼす影響を調べた結果を図 2-10 に示す。酸素モル分率が 15% に低下することにより熱発生率が若干ではあるが低くなり、燃焼期間もわずかに長くなる。しかし、この範囲の酸素モル分率では熱発生率に及ぼす影響は小さく、総発生熱量も大きな差異はない。この傾向は他の噴射条件においても観察された。

図 2-11 に酸素モル分率  $r_{O_2}$  を 18 および 21% に変化させた際の、NOx 質量の時間履歴を調べた結果である。酸素モル分率の低下により NOx 生成速度および最終 NOx 質量ともに、大幅に減少していることが明らかである。

次に、低酸素モル分率条件において NOx 生成に及ぼす噴射圧力の影響について

検討する。図 2-12 は、標準雰囲気条件において酸素モル分率を  $r_{O_2}=18\%$  に設定し、噴孔径を  $d_N=0.14\text{mm}$  に固定し、噴射圧力を  $p_{inj}=40\text{MPa}$  および  $130\text{MPa}$  に変化させた際の NO<sub>x</sub> 質量を比較した結果である。噴射圧力が上昇するに従い NO<sub>x</sub> 生成速

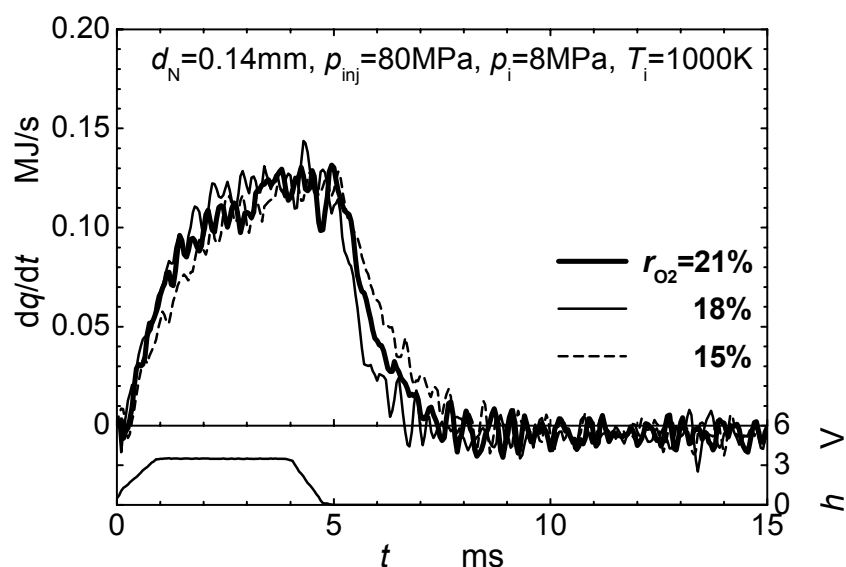


図 2-10 酸素モル分率が熱発生率に及ぼす影響

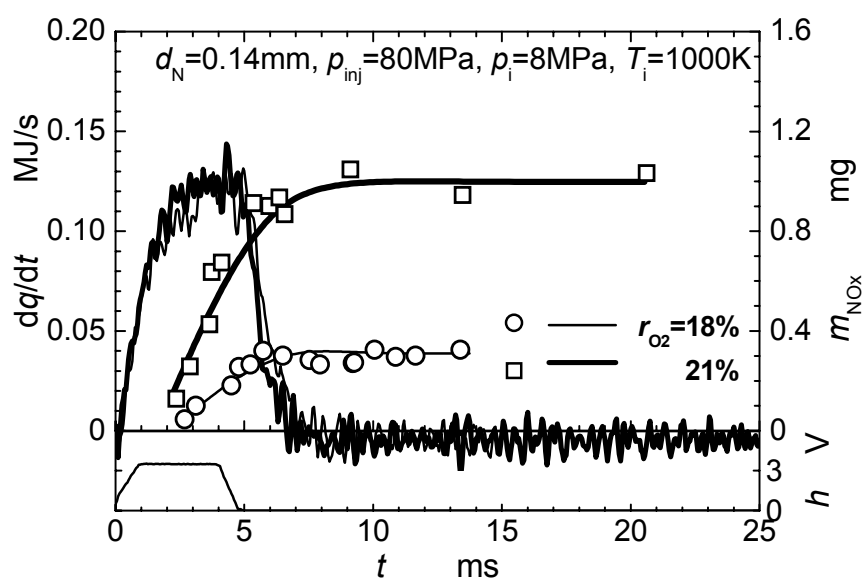


図 2-11 酸素モル分率が NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす影響

度は高くなるが、熱発生終了後の NOx 質量は噴射圧力が高くなるとやや低くなる。

図 2-13 は各雰囲気中の酸素モル分率において  $m_{\text{NOx}}/q_t$  に及ぼす噴射圧力の影響を比較した結果である。酸素モル分率にかかわらず噴射圧力が高くなると、

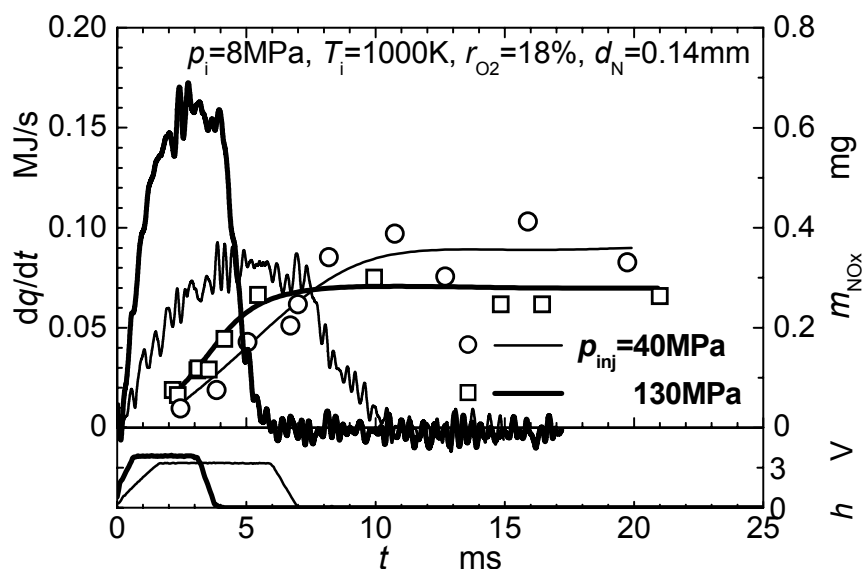


図 2-12 噴射圧力が NOx 質量に及ぼす影響( $r_{\text{O}_2}=18\%$ )

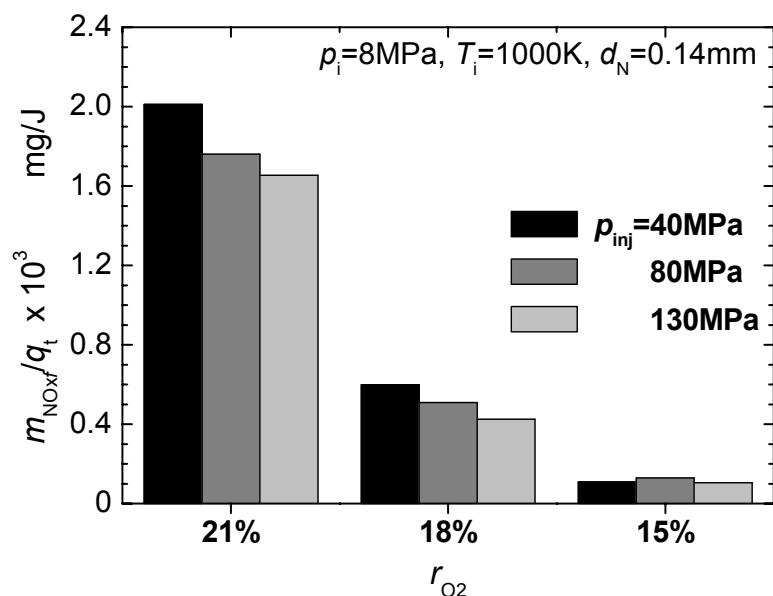


図 2-13 酸素モル分率および噴射圧力が  $m_{\text{NOx}}/q_t$  に及ぼす影響



$m_{\text{NO}_x}/q_t$  は小さくなる．また，酸素モル分率の低下に伴い NO<sub>x</sub> 生成反応の速度が大幅に低下するので，大幅に  $m_{\text{NO}_x}/q_t$  が低減しており， $r_{\text{O}_2}=18\%$  で約 70%， $r_{\text{O}_2}=15\%$  で約 90% の低減が確認された．

## 2.5. 結言

定容燃焼装置および全量ガスサンプリング法を用いて，高過給相当の熱発生率経過が得られる雰囲気条件の下で，雰囲気および噴射条件が NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響を調べた．その結果，以下の知見を得た．

- (1) 実験により得られた NO<sub>x</sub> 生成履歴は，熱発生期間中では単調に増加し，熱発生終了後はほぼ一定の値となる．
- (2) NO<sub>x</sub> 質量は雰囲気圧力の上昇により増加する傾向を示す．
- (3) NO<sub>x</sub> 生成速度は噴射率に依存する．また，最終 NO<sub>x</sub> 質量は噴射条件の影響をあまり受けないが，単位発生熱量当りの NO<sub>x</sub> 質量で比較すると，噴射圧力が上昇すると減少する傾向を示す．
- (4) 酸素モル分率の低下により，NO<sub>x</sub> 生成速度および最終 NO<sub>x</sub> 質量ともに大幅に低減する．また，低酸素モル分率条件においても噴射圧力の上昇により，単位発熱量当りの NO<sub>x</sub> 質量は減少する．

本章で得られた知見から，雰囲気中の酸素モル分率を低下させると NO<sub>x</sub> が大幅に低減したことから，実機関においても EGR は NO<sub>x</sub> 低減に効果的であると言える．また，定容条件において噴射圧力を高くすると単位発生熱量当たりの最終

NO<sub>x</sub> 質量が低下することが示された。しかし，実機関を用いた実験<sup>(2)</sup>では定容条件の結果とは異なり，噴射圧力を高くすると NO<sub>x</sub> 排出量が増加する。そのため，実機関で低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現するには，容積変化が起こるエンジン条件で，混合と NO<sub>x</sub> 生成の関係について解析を行う必要がある。

## 参考文献

- (1) 青柳・国島・浅海・栗飯原・小高・後藤，単気筒エンジンによる高過給ディーゼル燃焼の研究(第1報) - 第1報 過給圧力を変化させた場合の燃焼特性 - ，自動車技術会 2003 年春季大会学術講演会前刷集，No.46-03，(2003)，pp.11-16。
- (2) 三沢・青柳・小林・小高・後藤，自動車技術会 2004 年春季大会学術講演会前刷集，No.69-04，(2004)，pp.9-14。
- (3) D. L. Siebers, Ignition Delay Characteristics of Alternative Diesel Fuels: Implications on Cetane Number, SAE Transactions, Vol.94, Paper No.852102, (1985), pp.673-686.
- (4) 井原・塩路・石山・勝浦，n-ヘプタン噴霧における着火遅れの温度依存性に及ぼす混合の影響，日本機械学会論文集，Vol.69，No.685，B(2003)，pp.2130-2137。
- (5) 石山・三輪・渡部・東田，ディーゼル燃焼における熱発生率経過が NO<sub>x</sub> 濃度履歴に及ぼす影響，日本機械学会論文集，Vol.62，No.598，B(1996)，pp.2521-2527.
- (6) K. Miwa, A. Mohammadi and Y. Kidoguchi, A Study on Thermal Decomposition of Fuels and NO<sub>x</sub> Formation in Diesel Combustion using a Total Gas Sampling Technique, International Journal of Engine Research, Vol.2, No.3, (2001), pp.189-198.
- (7) 石山・池上・中谷・大谷・中井，ディーゼル機関の排気に及ぼす噴射圧力と排気再循環の影響，日本機械学会論文集，Vol.66，No.646，B(2000)，pp.1578-1585.

## 第3章

# 高過給ディーゼル燃焼における 混合過程と NO 生成の数値解析

### 3.1. 緒言

第2章において、定容燃焼装置により燃料噴射開始時の雰囲気圧力と雰囲気温度をそれぞれ  $p_i=8\text{MPa}$  および  $T_i=1000\text{K}$  に設定することで、拡散的燃焼が支配的な熱発生履歴が得られ、単気筒試験機関で観測された高過給ディーゼル燃焼の熱発生率経過の特徴を再現できた。この条件のもとで  $\text{NO}_x$  生成特性に及ぼす噴射条件の影響を実験的に調べた。その結果、噴射圧力が上昇すると、単位発生熱量当たりの最終  $\text{NO}_x$  質量は減少する傾向を示した。また、雰囲気中の酸素モル分率を低下させると、単位発生熱量当たりの最終  $\text{NO}_x$  質量は大幅に低下することなどを明らかにした。

本章においては、まず、第2章で得られた実験結果について考察を行うために、確率過程論的手法にもとづく着火・燃焼モデルを用いて、定容条件下での NO 生成メカニズムを明らかにする。さらに、噴射条件および雰囲気中の酸素モル分率が  $\text{NO}_x$  生成に及ぼす影響を調べ、混合過程と NO 生成の関係から実験結果の考察を行う。次に、このモデルを燃焼室容積が変化するエンジン条件に適用し、上死点圧力が NO 生成に及ぼす影響について調べる。また、高過給を想定した自然吸気時の3倍の上死点圧力のもとで噴射条件を変更し、同一の雰囲気および噴射条件を与えた時の定容条件の結果と比較することで、エンジン条件での NO 生成に

及ぼす噴射条件の影響を明らかにするとともに、混合促進による NO 低減の可能性について検討する。さらに、噴孔径と噴射圧力から与えられる混合の特性値から噴射条件の選定方針を明らかにし、高過給ディーゼル燃焼における低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための燃焼制御方針を提案する。

### 3.2. 着火・燃焼モデル

高過給ディーゼル燃焼では燃料と空気の混合過程が燃焼および NO<sub>x</sub> 生成に対して律速となる。このような現象を解明するためには、混合気濃度・温度の不均一の表現に重点を置いたモデルを用いる必要がある。

そこで不均一性と乱流混合に重点を置いた現象論モデルとして、確率過程論モデルが提案されている。これは、燃焼室内の混合気の不均一を確率密度関数で表現し、その分布が乱流混合によって変化する様子を二体衝突再分散モデルにより計算する。Ishiyama らは、このモデルに着火反応モデルとして 5 段準総括反応モデルを適用した着火モデル<sup>(1)</sup>を用いて、ディーゼルおよび DI-PCCI 条件での着火遅れに及ぼす混合の影響を調べている。本研究では、このモデルに NO 生成モデルと熱損失モデルを加えるとともに、エンジン条件への適用を行った。本節では、本モデルを構成する混合モデル、着火反応モデル、NO 生成モデルおよび熱損失モデルについて概説するとともに、エンジン条件への適用のためのスワールと熱損失の取り扱いについて述べる。

#### 3.2.1. 混合モデル

本モデルでは、確率密度関数(PDF)を用いて濃度・温度の不均一とその推移を表現する。本項では、混合モデルが取り扱う PDF とその推移の表現方法について述べる。また、本モデルでは乱流混合は噴霧内で行われるので、噴霧領域の設定と噴霧領域での乱れエネルギーの計算方法についても述べる。

(1) 不均一およびその推移の記述                      混合モデルでは、濃度・温度の不均一を確率密度関数  $f(y, h)$ , [ $y$ : 燃料質量分率,  $h$ : 比エンタルピ]で表し、濃度・温度分布が乱流混合によって均一化する経過を次のマスター方程式で記述する。

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial \dot{y}f}{\partial y} + \dot{p} \frac{\partial yf}{\partial h} = \omega m(y, h, t) \quad (3-1)$$

ここで、 $t$  は時刻、 $(\cdot)$  は時間微分を表し、 $v$  は比容積、 $\omega$  は衝突頻度、 $m(y, h, t)$  は乱流混合に伴う  $f$  の変化速度項である。式中の  $p$  は  $v$  の平均変化率  $\dot{v}$  を指定すると、状態変数  $x=(y, h)$  を用いて次式で定まる。

$$\langle \dot{v} \rangle = \int v \omega m dx + \int \dot{y} \frac{\partial v}{\partial y} f dx + \dot{p} \int \left( \frac{\partial v}{\partial p} + v \frac{\partial v}{\partial h} \right) f dx \quad (3-2)$$

ここで、 $\dot{v}$  は定容燃焼の場合は 0 とする。実機関の燃焼の場合は、燃焼室容積変化があるので、 $\dot{v}$  はピストンの移動速度から求める。式(3-1)、(3-2)を連立させて解くことにより  $f$  の時間推移を計算できる。ただし、式(3-1)、(3-2)は解析的に解くことが難しいので、ここでは多数の等質量の流体塊を考え、二体衝突再分散モデルにより流体塊の状態変化を計算することによって  $f$  の時間推移を定める。

二体衝突再分散モデルにおいては、流体塊の中からランダムに選択された二つの流体塊を衝突させ、それぞれの流体塊の持つエンタルピや化学種の質量分率といったスカラー量を分配させた後、再分散させる。これまでの着火・燃焼モデルでは、衝突後の流体塊の諸量を 2 流体塊の平均値とする Curl モデル<sup>(1)(2)</sup>を用いてきた。しかし、このモデルでは混合初期段階において濃度が大きく異なる流体塊同士が衝突すると、一度の衝突で流体塊の持つ諸量が大きく変化するので、その流体塊の化学反応に大きな影響を与えることが問題となった。この問題を緩和するために修正 Curl モデル<sup>(3)</sup>を使用した。このモデルでは、スカラー量の分配は以下の式(3-3)および式(3-4)にもとづく。

$$\phi_1(t + \Delta t) = \phi_1(t) + \frac{1}{2}\alpha\{\phi_2(t) - \phi_1(t)\} \quad (3-3)$$

$$\phi_2(t + \Delta t) = \phi_2(t) + \frac{1}{2}\alpha\{\phi_1(t) - \phi_2(t)\} \quad (3-4)$$

ここで、 $\phi$ はスカラー量であり、 $\alpha$ は0から1までの一様乱数で変化させる。つまり、 $\alpha=0$ であれば混合は行われなことを意味しており、スカラー量を等分配させる Curl モデルでは $\alpha=1$ である。このようにして、衝突後の二つの流体塊のスカラー量 $\phi_1(t+\Delta t)$ と $\phi_2(t+\Delta t)$ を $\phi_1(t)$ と $\phi_2(t)$ から決定する。衝突頻度 $\omega$ は、単位質量あたりの乱流エネルギー $k$ と積分スケール $L$ の関数として式(3-5)で与えられ、修正 Curl モデルでの単位時間当たりの衝突回数は、 $3/2N\omega$  回となる。ここで、 $N$ は総流体塊数である。

$$\omega = C\sqrt{k}/L \quad (3-5)$$

ここで、 $C=0.3266$  とする。

## (2) 噴霧領域の設定と乱れエネルギーの計算

本モデルでは、燃焼室

の空間を噴霧領域と周囲空気領域に分割する。噴霧領域内部では、噴射された燃料と導入空気が一様等方性乱流により混合するとして、二体衝突再分散モデルにより均質化過程を計算する。周囲空気領域からの導入される空気質量流量 $\dot{m}_a$ は、噴孔径および燃料噴射率 $\dot{m}_f$ を用い、以下の式で和栗らの運動量理論<sup>(4)</sup>に基づいて計算する。

$$\begin{aligned} \dot{m}_a(t) &= \dot{m}_f(t) \{c(t)t^{0.5} - 1\} \\ c(t) &= \left\{ 2c_0\alpha^{0.5}(t)u_0(t)/d_{Ne} \right\}^{0.5} \\ c_0 &= 2 \tan \theta / \sqrt{\rho_f / \rho_a} \\ \alpha(t) &= 1 + c_s u_s / u_0(t), \quad d_{Ne} = \sqrt{\mu_N} d_N \end{aligned} \quad (3-6)$$

ここで、 $\theta$ ：噴霧広がり角(半角)、 $\rho_f$ 、 $\rho_a$ ：燃料および空気の密度、 $c_s$ ：スワールによるエントレイン促進の効果を示す係数、 $u_s$ ：スワール流速、 $u_0$ ：噴孔における燃料の流出速度、 $d_{Ne}$ ：有効噴孔径、 $d_N$ ：幾何学的噴孔径、 $\mu_N$ ：噴孔流量係数

である．

式(3-5)に現れる単位質量当たりの乱れエネルギー $k$  は式(3-7)により与えられる．

$$\frac{dk}{dt} = G - \frac{(2k/3)^{3/2}}{L} - \frac{k}{M} \frac{dM}{dt} \quad (3-7)$$

ここで， $M$  は噴霧領域の全質量であり， $G$  は単位質量当たりの乱れ生成率である． $G$  は噴射，スワール流および燃焼による膨張による乱れ生成率であり式(3-8)で示される．

$$G = G_j + G_s + G_E \quad (3-8)$$

$G_j$  は式(3-9)で示される噴射による乱れ生成率であり転換係数 $\eta_T$  は 0.1 とした．ここで， $\dot{m}_f$  は燃料噴射率， $u$  はノズル出口における噴射速度であり，噴射圧力 $p_j$  から式(3-10)で計算される．

$$G_j = \eta_T \frac{1}{2} \dot{m}_f u^2 / M \quad (3-9)$$

$$u = \mu_N \sqrt{2(p_j - p_z) / \rho_f} \quad (3-10)$$

ここで， $\mu_N$  はノズルの流量係数， $p_z$  は燃焼室内の圧力， $\rho_f$  は燃料の密度である．また， $G_s$  は定容条件においては 0 である．

膨張仕事による乱れ生成率  $G_E$  は式(3-11)で計算する． $dv/dt$  が噴霧領域の比容積 $v$ の時間変化率を表す．なお，転換係数 $\eta_E$  は 0.01 とした．

$$G_E = \eta_E p \frac{dv}{dt} \quad (3-11)$$

乱れの積分スケール  $L$  は噴霧直径と同程度と考え，燃料密度を $\rho_f$ ，空気密度を $\rho_a$ ，噴孔径を $d_N$ として，式(3-12)で与える<sup>(5)</sup>．

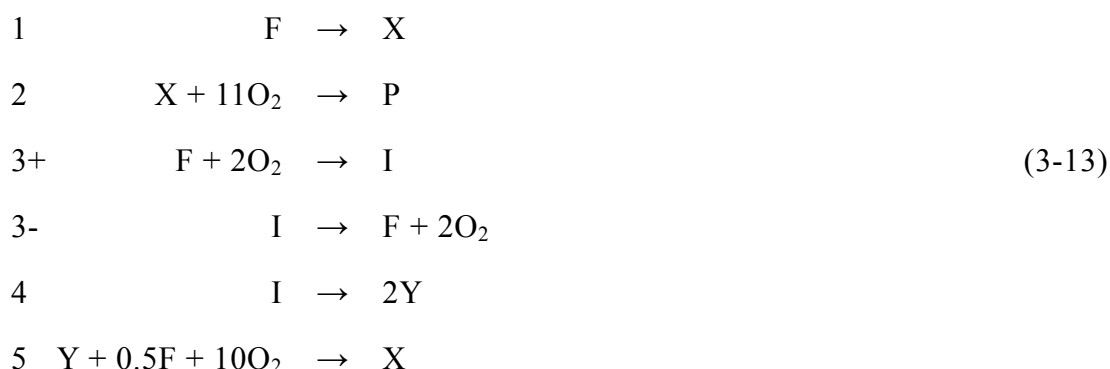
$$L = d_N \sqrt{\rho_f / \rho_a} \quad (3-12)$$

着火後，噴霧領域内の温度が上昇すると，動粘性係数 $\nu$ が増加して層流化が起きると考えられる．この効果を再現するため，着火した流体塊が一定量を超えると，動粘性係数に比例して，積分スケール $L$ が変化するとした．この際，動粘性

係数は温度から求められる粘性係数を密度で除することにより求めた．なお，粘性係数はサザーランドの式により与えた．

### 3.2.2. 化学反応モデル

本項では，燃料の着火反応を記述するモデルと NO 生成モデルについて述べる．本モデルでは，流体塊における化学反応の予測に，Schreiber らの 5 段階総括反応モデル<sup>(6)</sup>を用いた．以下の式(3-13)に，n-ヘプタンを燃料としたときのこのモデルの反応スキームを示す．



F は燃料，X は高温での熱分解生成物，P は最終生成物( $7CO_2+8H_2O$ )，I および Y は低温酸化の反応経路中に現れる中間生成物である．反応式の 1, 2 が高温での反応を表し，3+から 5 で低温酸化の連鎖反応機構を表す．このモデルでは，大きな発熱を伴う  $CO_2$  や  $H_2O$  の生成反応に対して，逆反応が考慮されていないため，急激な温度上昇により実用的な計算時間刻みのもとで安定な計算ができない．したがって本モデルでは，最終生成物 P のモル分率がしきい値を超えた後は，反応が素早く進行して化学平衡に移行すると見なして，組成および温度を求めた．なお，反応速度定数<sup>(1)</sup>は表 3-1 に示す通りである．

また， $NO_x$  の計算には，ディーゼル機関から排出される  $NO_x$  のほとんどがサーマル NO であるという仮定の下で，NO に関与する O，OH， $N_2$  および  $O_2$  を平衡計算から求め，以下に示す拡張ゼルドビッチ機構により NO 濃度を算出した．



表 3-1 Schreiber モデルの反応速度定数<sup>(1)</sup>

Reaction number	Activation energy $E_i$ [kJ/mol]	Frequency factor $A_i$ [mol m <sup>3</sup> s]
1	150.1	$5.0 \times 10^8$
2	59.9	$7.0 \times 10^6$
3+	162.1	$3.85 \times 10^{10}$
3-	311.8	$1.2 \times 10^{28}$
4	41.6	$2.0 \times 10^8$
5	137.2	$1.0 \times 10^9$

(Rate expression:  $k_i = A_i \exp[-E_i/(RT)]$ )



ここでは N の生成が準定常状態( $d[\text{N}]/dt=0$ )であると仮定して[N]を求め、NO 生成量を式(3-15)および式(3-16)にて計算した。

$$\begin{aligned}
 \frac{d[\text{NO}]}{dt} &= k_{1+}[\text{N}_2][\text{O}] + k_{2+}[\text{N}][\text{O}_2] + k_{3+}[\text{N}][\text{OH}] \\
 &\quad - k_{1-}[\text{NO}][\text{N}] - k_{2-}[\text{NO}][\text{O}] - k_{3-}[\text{NO}][\text{H}]
 \end{aligned} \tag{3-15}$$

$$[\text{N}] = \frac{k_{1+}[\text{N}_2][\text{O}] + k_{2+}[\text{NO}][\text{O}] + k_{3+}[\text{NO}][\text{H}]}{k_{1-}[\text{NO}] + k_{2-}[\text{O}_2] + k_{3-}[\text{OH}]} \tag{3-16}$$

この際、以下の反応速度定数を用いた<sup>(7)</sup>。

$$\begin{aligned}
 k_{1+}: 7.6 \times 10^7 \exp(-38000/T), & \quad k_{1-}: 1.6 \times 10^7 & \text{m}^3/(\text{mol} \cdot \text{s}) \\
 k_{2+}: 6.4 \times 10^3 \exp(-3150/T), & \quad k_{2-}: 1.5 \times 10^3 \exp(-19500/T) & \text{m}^3/(\text{mol} \cdot \text{s}) \\
 k_{3+}: 4.1 \times 10^7, & \quad k_{3-}: 2.0 \times 10^8 \exp(-23650/T) & \text{m}^3/(\text{mol} \cdot \text{s})
 \end{aligned}$$

### 3.2.3. 熱損失

燃焼室壁面への熱損失は NO<sub>x</sub> 生成に対して大きな影響を及ぼすと考えられる．そこで，本研究では以下に述べる方法によって熱損失の影響を模擬した．全熱損失率  $dq_c/dt$  は以下の式に表されるように燃焼室内の平均ガス温度と壁面温度の差に比例するとした．

$$\frac{dq_c}{dt} = A \cdot k \cdot (T_a - T_s) \quad (3-17)$$

ここで， $T_a$  および  $T_s$  はそれぞれ燃焼室内の平均ガス温度および壁面温度(室温)である．また， $k$  は総括熱通過係数であり， $A$  は燃焼室の内表面積である． $A \cdot k$  は，計算された平均温度の減衰が実験と一致するように決定する．定容条件においては， $A \cdot k$  の値を 24W/K に設定し， $A \cdot k$  の値は噴射条件によらず固定した．計算においては，熱損失は燃焼室内のすべての流体塊から行われるとし，各流体塊温度と室温との差に比例して各流体塊から失われる熱量を決定する．

### 3.2.4. エンジン条件への適用

着火・燃焼モデルをエンジン条件に適用するにあたり，ピストン移動による容積変化の効果の他に，スワール流動による乱れ生成率，エントレイン空気流量への影響があることや熱損失率が時々刻々変化することを考慮しなくてはならない．以下に，エンジン条件の計算における各種効果の取り扱いについて述べる．

(1) スワール流の取り扱い スワールによる乱れ生成率  $G_s$  は，スワール代表速度として燃焼室外周の接線方向速度  $u_s$  をとり，式(3-18)によって決定する．ここで，スワールが乱れに転じる割合  $\eta_s$  は，実験と同じスワール比を与えた上で，標準条件において実験に近い熱発生率を示すように調整した．

$$G_s = \eta_s \frac{u_s^3}{L} \quad (3-18)$$

スワールがエントレイン空気流量に及ぼす影響は式(3-19)より計算する．ここで  $\dot{m}_a$  ,  $\dot{m}_{a0}$  はそれぞれスワールがある場合，ない場合のエントレイン空気流量であり  $C_s$  はモデル定数で 4.0 とする．

$$\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{a0}} = 1 + C_s \frac{u_s}{u_0} \quad (3-19)$$

(2) 熱損失の取り扱い 熱損失の算出方法は，定容条件の式(3-14)同様であり，筒内の壁面での総括熱通過係数  $k$  は，ピストン速度に比例するという仮定のもとに，Woschni の相関式<sup>(8)</sup>(3-20)により壁面温度を 400K として推定した．

$$k = B^{0.2} p^{0.8} T^{-0.53} \left( C_1 \bar{S}_p + C_2 \frac{V_d T_r}{p_r V_r} (p - p_{\text{mot}}) \right)^{0.8} \quad (3-20)$$

$$C_1 = 2.28 + 0.308 \frac{\pi B \omega_p}{\bar{S}_p}, \quad C_2 = 0.00324$$

ここで， $B$  はボア[m]， $p$  はシリンダ内圧力[Pa]， $\bar{S}_p$  は平均ピストン速度[m/s]， $V_d$  は行程容積[m<sup>3</sup>]であり， $\pi B \omega_p / \bar{S}_p$  がスワール比を表す．添え字  $r$  は任意の状態の値， $\text{mot}$  はモータリングにおける値を表す．

### 3.2.5. 計算方法

前項までに述べたモデルを用いて，時間ステップごとに流体塊全ての燃料質量分率  $y$  および比エンタルピ  $h$  を求め，これを繰り返すことで燃料噴霧および燃焼室内の状態推移を計算する．計算は，乱数を使用するモンテカルロ法により次のような手続きで行う．

まず，燃焼室内の微視的状态が  $N$  個のモンテカルロ粒子のアンサンブルによって表されるものとし，燃焼室内に存在する初期雰囲気空気に対応する流体塊全てに，初期雰囲気温度に対応する  $h$  および  $y = 0$  の初期値を与える．噴射前の燃料とする流体塊は燃料温度に対応する  $h$  および  $y = 1$  を与える．また，時間ステップ  $\Delta t$  あたりの噴射燃料流体塊個数を噴射条件から求めておき，噴射期間中に順次混

合領域に加える．

時間ステップ毎に行われる演算は次の通りである．まず，新たに噴霧領域に加えられる流体塊を決定する．噴射期間中の場合は噴射燃料流体塊および運動量理論によって求められるエントレイン空気流体塊，噴射終了後はエントレイン空気の流体塊が噴霧領域に加えられる．次に，乱れエネルギーと乱流の積分スケール  $L$  から衝突頻度を求めて衝突回数を決定する．各衝突では，1 から  $N$  の間で 2 個の一樣乱数を発生させ衝突する流体塊をランダムに選択し，修正 Curl モデルに従ってスカラー量の分配を行う．さらに，衝突する 2 つの流体塊の衝突前後の比容積の差から実膨張を求め，膨張量を積算する．また， $(\partial v/\partial p + v \partial v/\partial h)$  と  $\dot{\gamma} \partial v/\partial y$  のアンサンブル平均を求め，積算膨張量とその時刻における容積変化率  $\dot{v}$  を用いて式(3-2)より  $p$  を計算する．なお，積算膨張量は式(3-2)の右辺第一項の  $\int v \omega m dx$  に時間ステップ  $\Delta t$  を乗じたものである．圧力  $p$  の変化より比エンタルピの新たな値を計算し，次のステップに進む．

以上の手続きにより近似的に式(3-1)のマスター方程式と式(3-2)の境界条件を表現する．全ての流体塊の状態の統計を取れば，必要な巨視量を計算でき，燃焼室内の圧力，平均温度および NO 濃度などを得ることができる．なお，時間ステップ毎に噴射される燃料流体塊は 5 以上となるように設定した．その結果，総数は 1 万個以上となる．

### 3.2.6. 計算対象

本研究における計算条件は，第 2 章において全量ガスサンプリングを実施した定容燃焼実験を対象とした条件とエンジンによる容積変化を考慮したエンジン条件を用いる．まず，定容条件においては，燃焼室容積を  $V_c=300\text{cm}^3$  に固定し，雰囲気圧力と温度を，第 2 章の実験で得られた高過給相当の条件として，それぞれ  $p_i=8\text{MPa}$ ， $T_i=1000\text{K}$  に固定した．噴射条件は噴孔径を  $d_N=0.10\sim 0.14\text{mm}$ ，噴射圧力を  $p_{inj}=40\sim 130\text{MPa}$  の範囲で変化させた．なお，標準噴射条件は第 2 章と同様に

表 3-2 計算対象の機関諸元

Engine type	Direct-injection diesel engine, Single cylinder, Water-cooled
Bore , Stroke	102 mm , 105 mm
Displacement	857 cc
Compression ratio	17.8 : 1
Swirl ratio	2.6

$d_N=0.14\text{mm}$  ,  $p_{inj}=80\text{MPa}$  とした．燃料は n-ヘプタンとし，噴射量  $m_f$  を  $19.5\text{mg}$  に固定した．ここで，本計算条件においては，噴射量を実験と合わせたため，実機関と比較すると，総括当量比は  $\phi_{ov}=0.035$  とごく低い値となる．

また，エンジン条件においては表 3-2 に示す圧縮比  $\varepsilon=17.8$ ，行程容積  $857\text{cm}^3$  の水冷 4 サイクル単気筒直接噴射式ディーゼル機関を対象とし，機関回転数を  $n_e=1800\text{rpm}$  で固定し，上死点での圧力(圧縮圧力)を自然吸気時の 3 倍に高めたときの燃焼特性を調べた．なお，一般に過給を行うと中間冷却方式であっても，吸気温度が自然吸気時よりも高くなるので上死点の温度も高くなる．しかし，本研究においては高過給による圧縮圧力上昇の影響のみを抽出するために，過給・自然吸気の両方の計算において上死点での雰囲気温度を  $940\text{K}$  に固定して計算を行った．噴射条件は，燃料に n-ヘプタンを用い，噴孔径  $d_N=0.10\sim 0.18\text{mm}$ ，噴射圧力は  $p_{inj}=120\sim 240\text{MPa}$  の範囲で変更し， $d_N=0.18\text{mm}$  ,  $p_{inj}=120\text{MPa}$  を標準の噴射条件とした．噴射量は，総括当量比が  $\phi_{ov}=0.20\sim 0.60$  の範囲で変更した．

### 3.3. 定容条件下における NO 生成特性

本節では，定容条件の下で第 2 章の実験に対応した雰囲気条件と噴射条件を与え，混合気の希薄化過程と NO 生成速度との関係を調べ，NO 生成メカニズムを明らかにする．さらに，実験と同様に噴射条件を変化させ，当量比の PDF と NO 生成速度の関係がどのように変化するかを調べ，実験結果の考察を行う．また，

実験と同様に酸素モル分率の低下が NO 生成に及ぼす影響についても調べる．

### 3.3.1. 高過給相当の条件における熱発生率と NO 生成特性

ここでは，まず，第2章の実験に対応した雰囲気条件，噴射条件の下で計算を行い，実験結果と比較することでモデルの妥当性を検討する．次に，混合気の希薄化過程と NO 生成速度の関係を調べて，NO 生成メカニズムを明らかにする．

図 3-1 に，標準の雰囲気条件および噴射条件の下で得られた，熱発生率  $dq/dt$ ，燃焼室内平均温度  $T_a$ ，噴霧領域の平均温度  $T_m$  および NO 質量  $m_{NO}$  の噴射開始からの時間履歴を示す．なお，図には熱損失を考慮していない時の計算結果も載せた．

熱発生率は，噴射開始後すぐに高くなり，着火遅れが短く全体的に拡散的燃焼が主体となる燃焼を示す．噴射終了後，熱発生率は低下するが， $t=12\text{ms}$  まで微弱な熱発生が続く．NO 質量は熱発生期間中において高くなり，噴射終了後熱発生

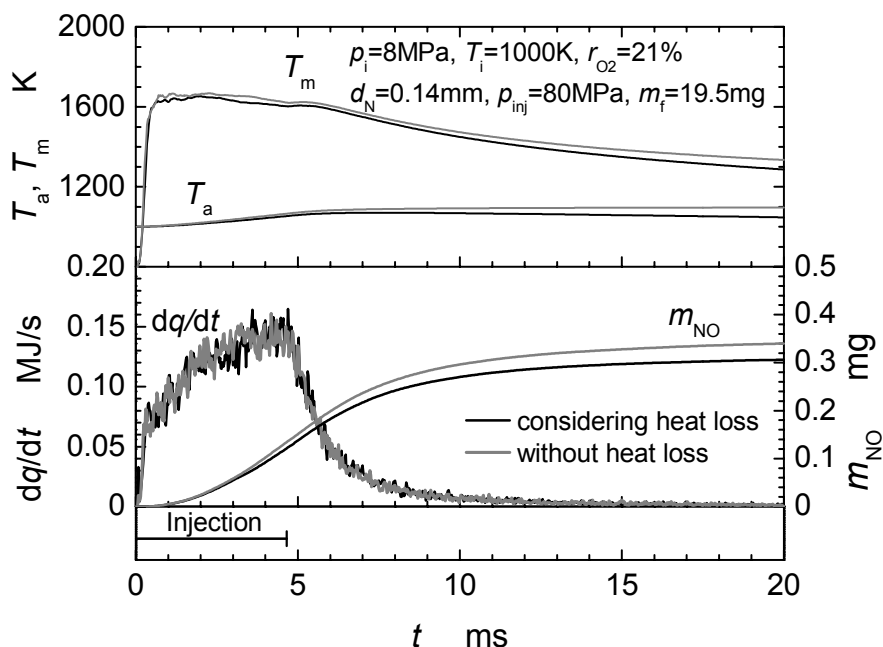


図 3-1 熱損失が熱発生率と NO 質量に及ぼす影響

率が低くなるに従い NO 質量の増加は弱まる．また，熱損失を考慮することにより，微弱な熱発生が続く間の NO 質量の増加が弱まる．

図 3-2 は，標準条件における熱発生率  $dq/dt$  と NO 質量  $m_{NO}$  の履歴について，第 2 章で行った実験結果と計算結果を比較した図である．計算による熱発生率経過は，短い着火遅れの後に，拡散的燃焼が噴射終了時期まで続いており，実験の傾向を再現している．NO 質量の履歴については，実測と計算結果は NO 質量の絶対値は異なるものの，熱発生期間中において上昇し，その後増加が止まる傾向を示しており，計算結果は実験の傾向を定性的には再現できていると言える．なお，NO 質量の差異は，本モデルにおいて火炎温度の予測に Schreiber モデルでの平衡状態を仮定していることが原因であると考えられる．

この条件での混合と NO 生成過程の関係を明らかにするために，混合気の微視的状态を調べた．図 3-3 に，流体塊の当量比  $\phi$  - 温度  $T$  分布図を示す．この図は， $\Delta\phi=0.025$ ， $\Delta T=25K$  の区画内に存在する流体塊の個数を総流体塊数の割合として Z 軸に表した．

噴射開始後  $t=0.5ms$  においては，噴射後すぐの時刻であるため希薄化が進んで

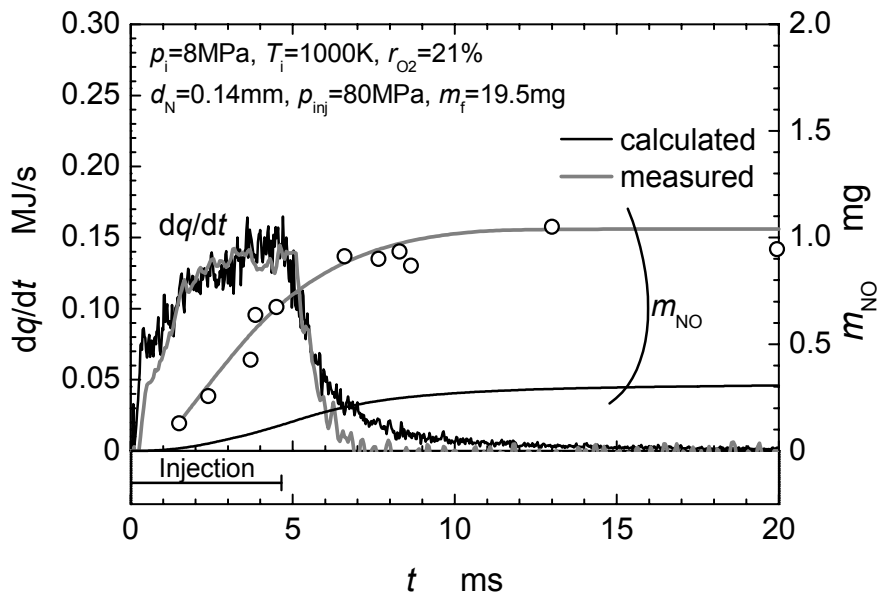
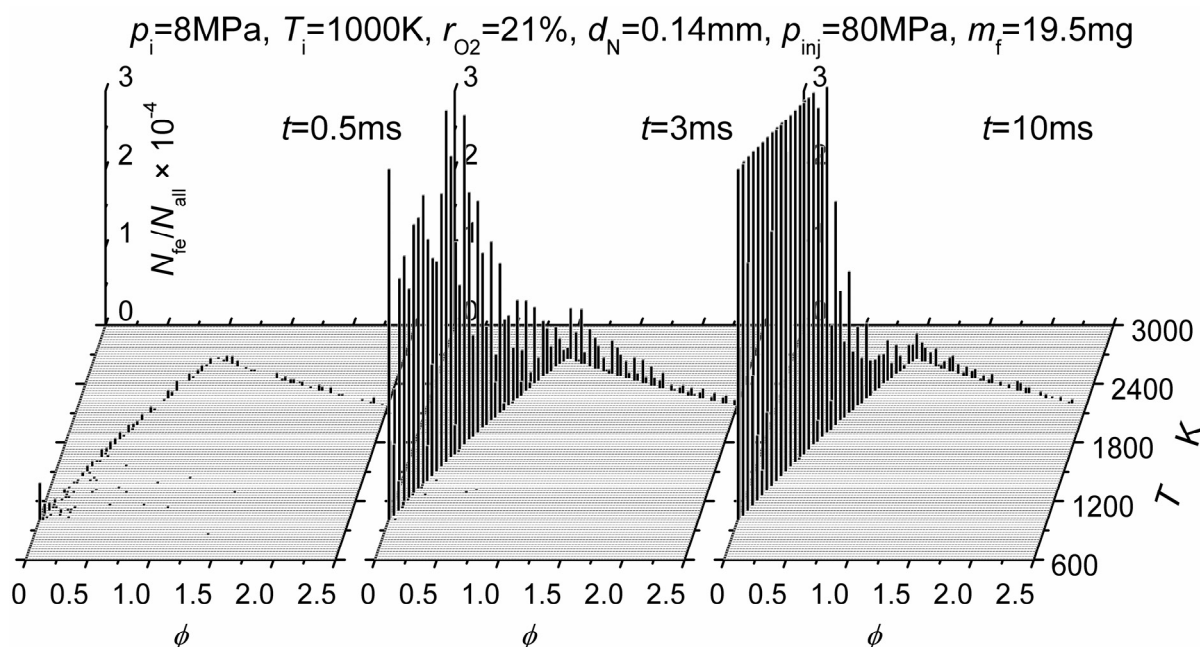


図 3-2 実験結果との比較

おらず，平衡温度に達した流体塊は少ない．その後， $t=3\text{ms}$  では，混合気の希薄化が進み平衡状態の流体塊が増加する． $t=10\text{ms}$  では，多くの混合気が当量比 $\phi=0.5$ 以下に存在している．これは，本計算条件の場合では総括当量比 $\phi_{ov}$ が0.035と実機関と比べると極めて低いためである．図 3-4 は，図 3-3 で示した区画に存在する流体塊の持つ NO 生成速度を足し合わせて Z 軸として表した結果である．着火後すぐの  $t=0.5\text{ms}$  においては，図 3-3 から高温の流体塊が少ないので NO 生成速度が低い． $t=3\text{ms}$  になると，高温の流体塊が増加するので量論比近傍の NO 生成速度が高い．そして， $t=10\text{ms}$  になると，量論比近傍の高温の流体塊が減少するので NO 生成速度が低くなる．このように，各時刻において NO 生成に寄与する混合気は，量論比近傍の混合気である．また，図 3-3 から，NO 生成速度が高い  $t=3\text{ms}$  において，量論比近傍に存在する流体塊はどの時刻においても相対的に少ない．このことから，本条件における NO 生成過程は混合気が希薄化される過程で量論比近傍を通過するとき NO を活発に生成し，その後さらに混合が進んで量論比近傍よりも希薄側に移行し，NO の総量が増加しなくなると推察される．このこ


 図 3-3 各時刻における流体塊の  $\phi$ - $T$  分布



とを明らかにするために、流体塊の希薄化過程と NO 生成速度の関係を調べた。図 3-5 は、噴射開始後  $t=0.5\text{ms}$  において当量比が 2 以上の流体塊をピックアップし、その後の当量比  $\phi$ 、温度  $T$  および NO 生成速度  $dm_{\text{NO}}/dt$  の時間変化を調べた結果である。各流体塊は希薄化が進み量論比に近づくとき 2400K 以上の温度に到達し NO 生成速度が高くなる。その後、さらに混合が進むと NO 生成領域よりも希薄側に移行し NO 生成速度がほぼ 0 になる。このように本条件においては、混合気

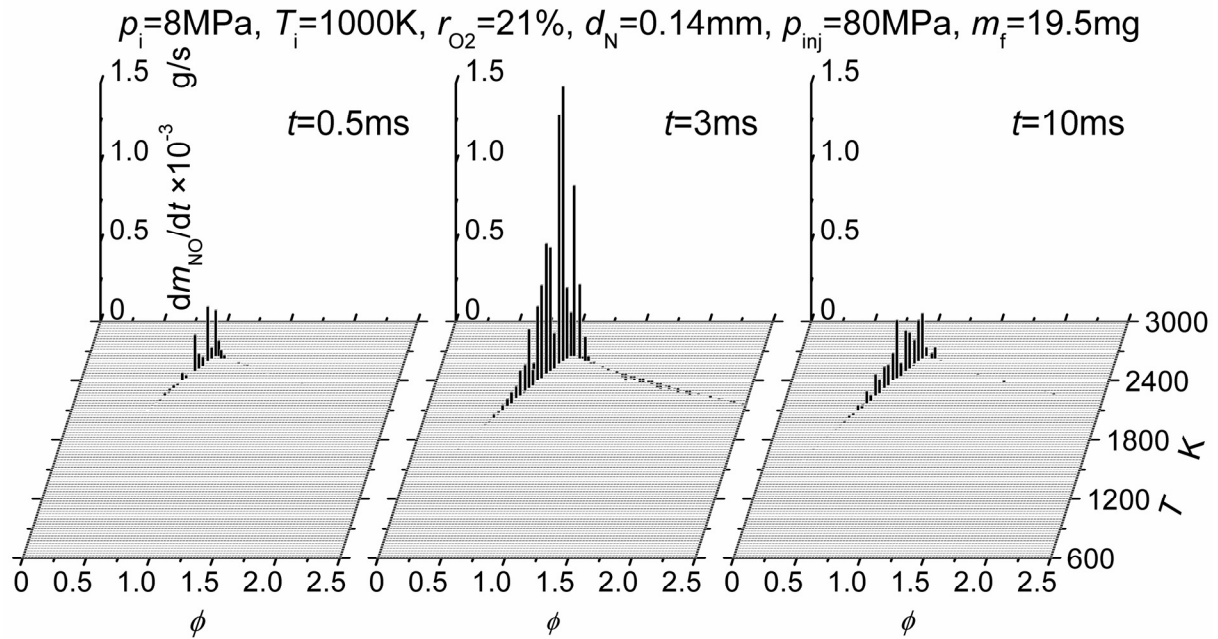
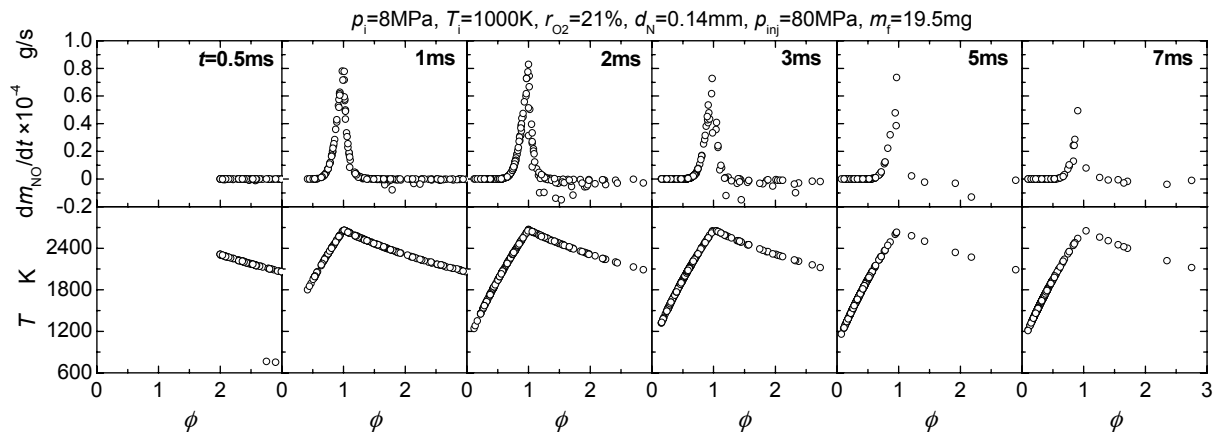

 図 3-4 各時刻における NO 生成速度の  $\phi$ - $T$  分布


図 3-5 流体塊の当量比と温度および NO 生成速度の時間変化

が希薄化される過程で NO が活発に生成される  $\phi=0.6\sim 1.2$  の NO 生成領域を通過する際に NO を活発に生成することが明らかになった。本条件においては総括当量比が非常に低く、図 3-4 の  $t=3\text{ms}$  や  $10\text{ms}$  での大部分の混合気は NO 生成領域よりも希薄化されるので NO 生成に寄与しないが、総括当量比が高くなると混合が進んでも、流体塊が NO 生成領域に存在し続けるので、NO 生成が止まらなくなることが予測される。

### 3.3.2. 噴射条件が NO 生成に及ぼす影響

第 2 章の実験から、図 2-9 に示したように、過給相当の条件において噴孔径を固定して噴射圧力を上げると、最終 NO<sub>x</sub> 質量が低くなることや、噴射圧力を固定し噴孔径を小さくしても、最終 NO<sub>x</sub> の低減効果は得られない等の知見を得た。ここでは、噴射条件が NO 生成に及ぼす影響について明らかにするため、実験に対応する噴射条件( $d_N=0.10, 0.14\text{mm}$ ,  $p_{inj}=40, 80, 130\text{MPa}$ ,  $m_f=19.5\text{mg}$ )のもとで計算を行い、PDF と NO 生成速度の時間変化を調べ、実験結果の考察を行う。

図 3-6 は、各噴射条件において得られた熱発生率  $dq/dt$ 、燃焼室内平均温度  $T_a$ 、噴霧領域の平均温度  $T_m$  および NO 質量  $m_{NO}$  の時間履歴である。噴孔径を固定して噴射圧力を高めると熱発生率が高くなり、平均噴射率がほぼ等しい  $d_N=0.14\text{mm}$ ,  $p_{inj}=40\text{MPa}$  と  $d_N=0.10\text{mm}$ ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  では熱発生率もほぼ等しくなる。これらの計算結果は図 2-4 の実験結果の傾向を再現している。また、NO 質量は噴射圧力を高くすると、熱発生期間中では  $T_m$  が高く NO 質量増加の傾きは高くなるものの、熱発生が終了すると  $T_m$  の低下が早いので最終 NO 質量は逆に低くなる。このように、計算結果は噴射圧力の影響に関しては実測の傾向を再現している。しかし、噴射圧力を固定して噴孔径を小さくすると、最終 NO 質量は他の条件よりも大幅に低下しており、実験で得られた傾向と大きく異なる。図 3-7 に、 $d_N=0.14\text{mm}$ ,  $p_{inj}=40, 130\text{MPa}$  および  $d_N=0.10\text{mm}$ ,  $p_{inj}=130\text{MPa}$  の条件での、当量比  $\phi$  に対する PDF と NO 生成速度の関係の時間変化を調べた結果を示す。ここで、縦軸は  $\Delta\phi=0.025$

の区間に存在する流体塊の NO 生成速度の総和である．噴射圧力を高くすると，熱発生期間中である  $t=3, 5\text{ms}$  における NO 生成速度が最も高くなるが，それ以降は急激に低下する．これは，噴射圧力を高くすると混合気の希薄化が進むため，

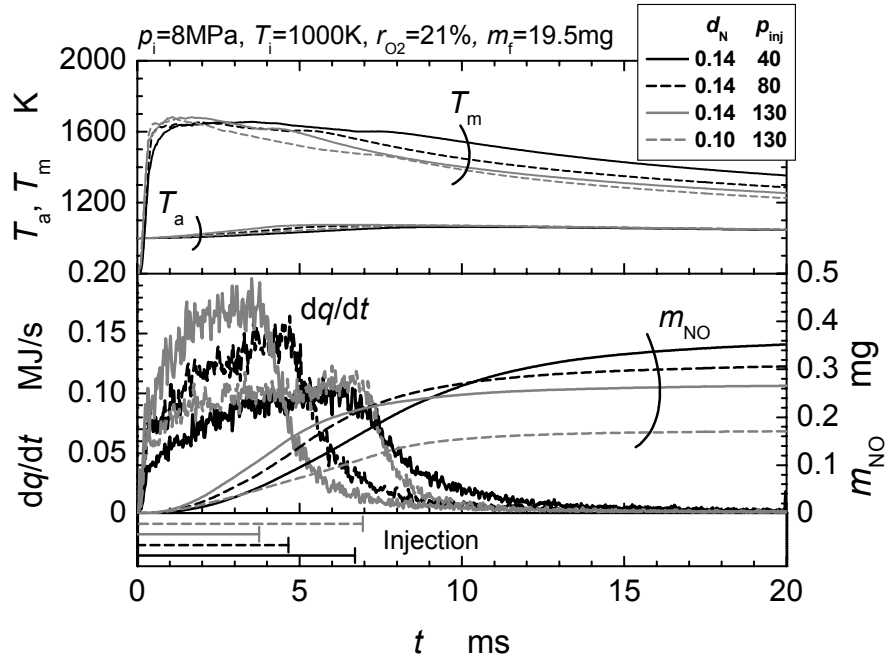


図 3-6 熱発生率および NO 質量の履歴に及ぼす噴射条件の影響

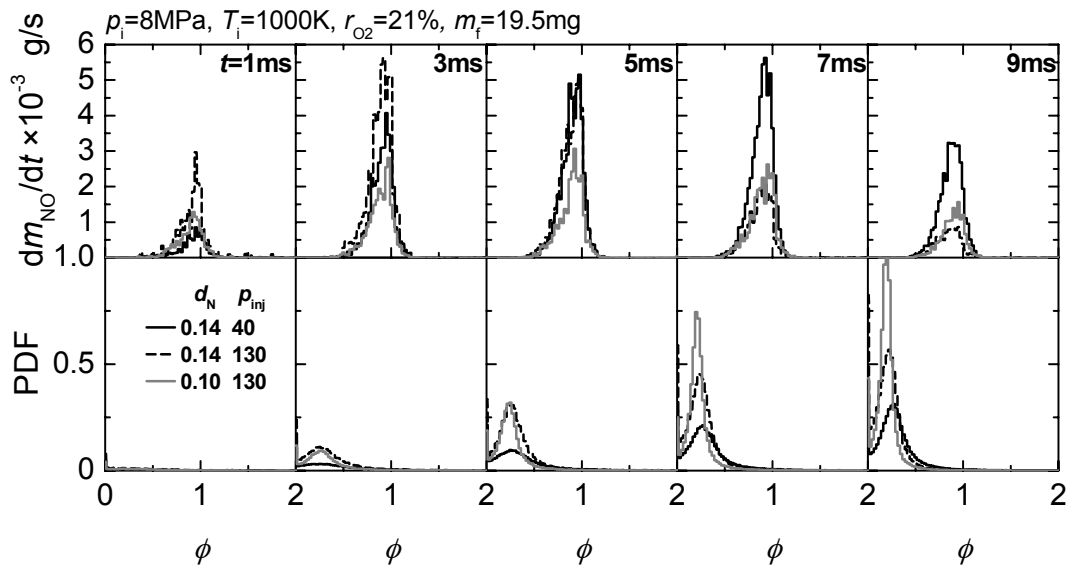


図 3-7 NO 生成速度および PDF の関係に及ぼす噴射条件の影響

混合気が NO 生成領域である量論比近傍を速く通過するためである。このように、定容条件においては、噴射圧力を高くすることにより混合気の希薄化が進むので最終 NO 質量が低くなる。さらに噴孔径を小さくすると、混合が促進され PDF の分布領域が狭くなり、他の条件よりも NO 生成領域に存在する混合気が少なくなるので NO 生成が抑制される。NO 生成に及ぼす噴孔径の影響について、実験結果と計算結果が異なる理由は、実験では噴霧が壁面に衝突するので、噴孔径を小さくしたことによる混合促進の効果が弱まったためと推察される。

### 3.3.3. 雰囲気酸素モル分率が NO 生成に及ぼす影響

第2章では図 2-10 に示したように、酸素モル分率を低下させても全体的には熱発生率経過はほとんど変化しない。また、図 2-13 に示したように、酸素モル分率の低下とともに単位発生熱量あたりの最終 NO 質量は大幅に低下する。本項では、実験と同様に酸素モル分率を低下させた条件で計算を行い、酸素モル分率が NO 生成速度に及ぼす影響を調べ、実験結果の考察を行う。

図 3-8 は、標準の噴射条件において雰囲気中の酸素モル分率  $r_{O_2}$  を 18% および 15% に低下させたときの熱発生率  $dq/dt$ 、燃焼室内平均温度  $T_a$ 、噴霧領域の平均温度  $T_m$  および NO 質量  $m_{NO}$  の時間履歴である。酸素モル分率を低下させても熱発生率経過には大きな影響はほとんど及ぼさず、実験と同じ傾向を示した。NO 質量は酸素モル分率の低下によって、実験と同じく大幅な低減が確認された。また、熱発生期間中における噴霧領域内の平均温度は酸素モル分率の低下とともに低くなる。図 3-9 に、酸素モル分率  $r_{O_2}=21, 18$  および 15% での、当量比  $\phi$  に対する PDF と NO 生成速度  $dm_{NO}/dt$  の関係の時間変化を調べた結果を示す。ここで、当量比  $\phi$  は流体塊中に含まれる炭素、水素および酸素原子から算出した値である。噴射量を固定した条件では、酸素モル分率が低いと各条件での総括当量比が高くなっており、NO 生成領域において混合気が多く存在しているにもかかわらず、NO 生成速度は酸素モル分率が低いと大幅に低下する。この NO 生成速度が低下した理由

を明らかにするため、混合気の微視的状态を調べた。図 3-10 に、標準の噴射条件において噴射開始後  $t=3\text{ms}$  での、すべての流体塊の当量比と NO 生成速度および温度の関係を酸素モル分率ごとに比較した。酸素モル分率を低下させると量論比近傍の流体塊の温度が低下し、それに伴い NO 生成速度も低下する。このことが

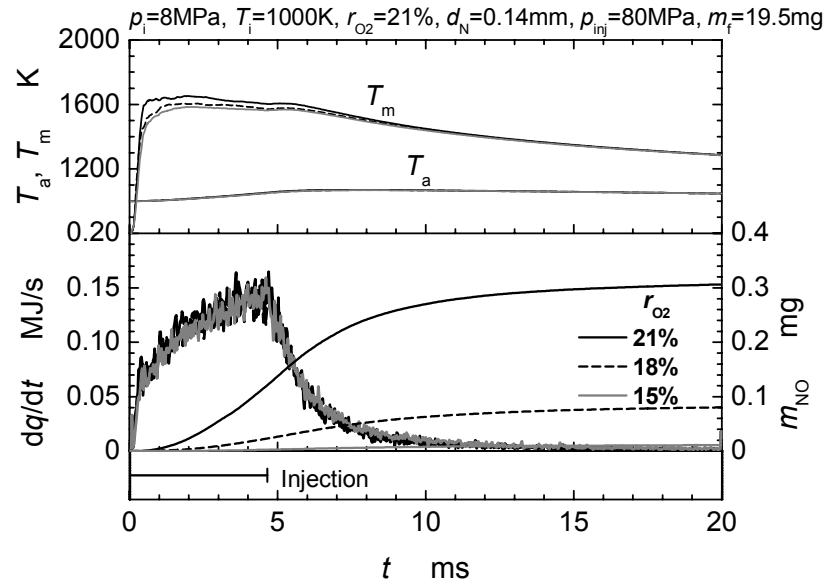


図 3-8 酸素モル分率が熱発生率と NO 質量に及ぼす影響

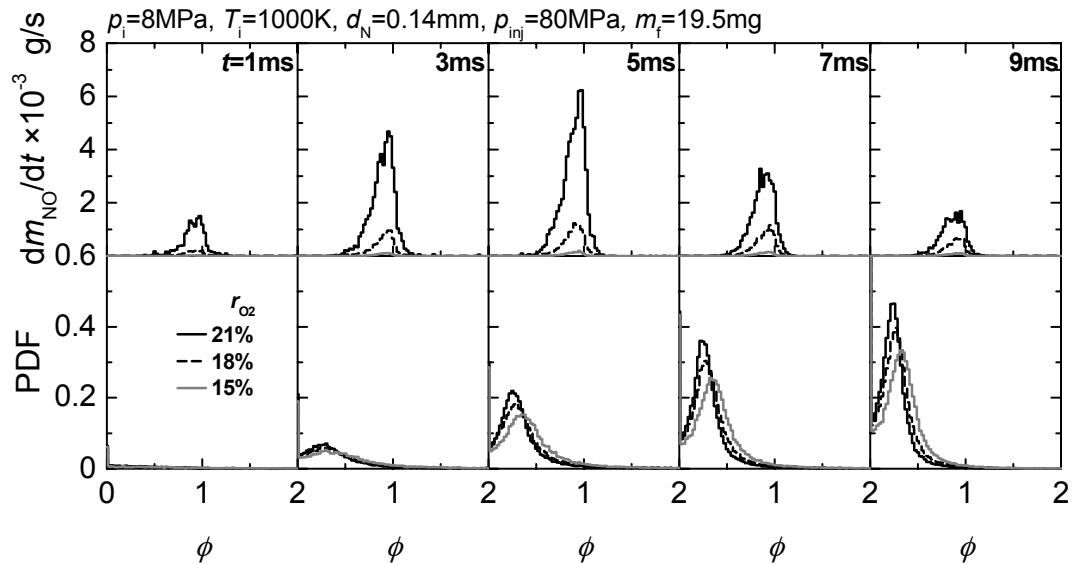


図 3-9 当量比の PDF と NO 生成速度に及ぼす酸素モル分率の影響

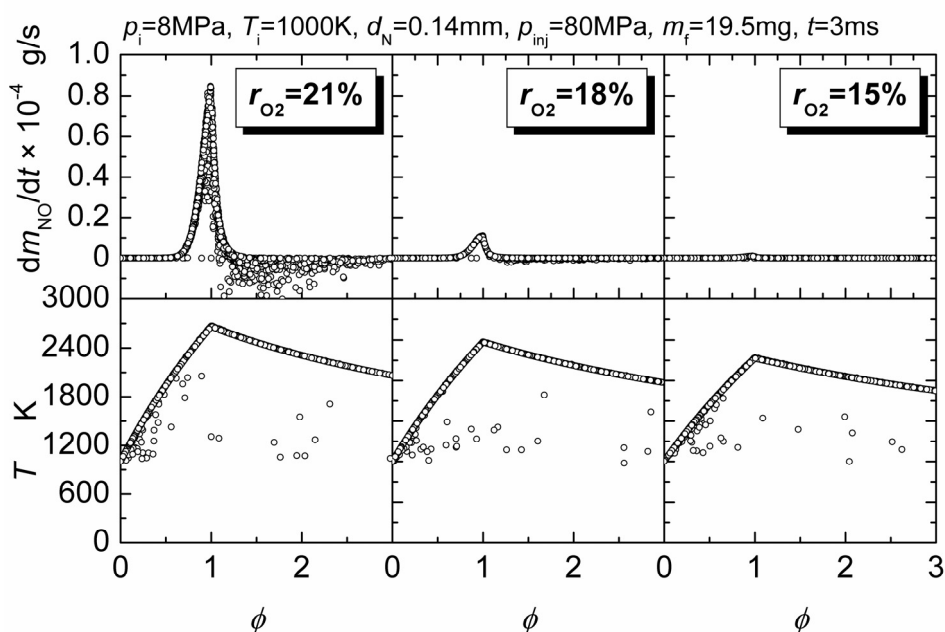


図 3-10 流体塊の温度と NO 生成速度に及ぼす酸素モル分率の影響

ら，酸素モル分率を低下させると，量論比近傍で火炎温度が低下するので NO 生成が抑制されることが明らかとなった．

### 3.4. エンジン条件下における NO 生成特性

前節までの計算結果から，定容条件における NO 生成に及ぼす噴射条件の影響を明らかにした．しかし，エンジン条件のようにピストン移動による体積変化が起こる場では，NOx 質量が増加する過程で容積増大による雰囲気温度の低下が NOx 生成に影響を及ぼす可能性がある．本節では，このような容積変化を伴うエンジン条件の下で，噴射条件が NO 生成に及ぼす影響を明らかにするとともに，高過給ディーゼル燃焼の燃焼制御の方針を得る．まず，モデルの妥当性について検討するために，自然吸気条件で噴射圧力や噴射時期を変更した時の実験結果と計算結果の比較を行う．また，高過給化が NO 生成に及ぼす影響を明らかにするために，圧縮圧力を上げたときの熱発生率経過と NO 質量履歴を計算する．次に，高過給条件において，噴射条件が熱発生率経過と NO 質量履歴に及ぼす影響につ

いて計算し、定容条件で同じ噴射条件を与えたときの計算結果と比較することで、容積変化が NO 生成に及ぼす影響を明らかにし、エンジン条件における NO 生成メカニズムを明らかにする。また、混合促進による NO 低減の可能性について検討するために、小さい噴孔と高い噴射圧力により混合をさらに促進させた条件において、熱発生率経過と NO 質量履歴を計算し、当量比の PDF と NO 生成速度の時間変化を調べる。次に、噴射量を増加させた条件において計算を行い、高い総括当量比によって混合気の希薄化が制限される条件での NO 生成に及ぼす噴射条件の影響について調べる。最後に、噴孔径と噴射圧力から与えられる混合の特性値で最終 NO 質量を整理することで、噴射条件の選定方針を明らかにし、高過給ディーゼル燃焼における低 NO<sub>x</sub> 燃焼のための燃焼制御方針を提案する。

### 3.4.1. モデルの妥当性の検討

まず、自然吸気条件において噴射圧力と噴射時期を変更させたときの熱発生率および NO 質量の履歴を計算し、実験結果と比較を行うことでモデルの妥当性を検討した。

図 3-11 に、噴孔径  $d_N=0.18\text{mm}\times 6$ 、噴射時期  $\theta_{inj}=0^\circ\text{ATDC}$  に固定し、噴射圧力を  $p_{inj}=60, 80$  および  $120\text{MPa}$  に変化させたときの熱発生率  $dq/dt$ 、NO<sub>x</sub> 濃度、燃焼室内圧力  $p_a$  および燃焼室内平均温度  $T_a$  を示す。ここで、実測の吸気質量には誤差が含まれており、総括当量比が一定でも噴射量が異なる可能性があるので、熱発生率は単位燃料質量当たりの熱発生率を用いた。また、実験の NO<sub>x</sub> 濃度は排気計測により得られた NO<sub>x</sub> 濃度を示している。さらに図 3-12 に、同条件の下で計算した熱発生率  $dq/dt$ 、NO 濃度、燃焼室内圧力  $p_a$ 、燃焼室内平均温度  $T_a$  および噴霧領域内の平均温度  $T_m$  の履歴を示す。なお、酸素モル分率は  $r_{O_2}=21\%$  であり総括当量比は  $\phi_{ov}=0.60$  である。

実験の熱発生率は噴射圧力を高めると、着火時期が早まりそれに伴い予混合的燃焼の熱発生率が高くなる。NO<sub>x</sub> 濃度は、噴射圧力の上昇とともに高くなる。一

方，計算結果の熱発生率経過においても，実験と同様に噴射圧力の高圧化に伴い予混合的燃焼の熱発生率が高くなり，熱発生終了時期も早くなる傾向を示した．また，計算結果の NO 濃度は，着火後すぐに NO が生成され始め，その後も NO 濃度が上昇する．そして， $30^{\circ}\text{ATDC}$  になると NO 濃度の上昇は止まる．実験結果と同様に噴射圧力の高圧化により最終の NO 濃度は高くなる．

次に，噴射時期が着火・燃焼および NO 生成に及ぼす影響について，検討を行った．図 3-13 に  $d_N=0.18\text{mm}\times 6$   $p_{\text{inj}}=120\text{MPa}$  に固定し，噴射時期を  $\theta_{\text{inj}}=0\sim 35^{\circ}\text{ATDC}$  の範囲で変更した時の実験結果を示す．また，図 3-14 に，同条件での計算結果を示す．なお，酸素モル分率は  $r_{\text{O}_2}=21\%$  であり総括当量比は  $\phi_{\text{ov}}=0.30$  である．

噴射時期を上死点から早期化すると，実験では着火遅れが長くなるに従い予混合的燃焼の熱発生率が高くなる．しかし，噴射時期が  $-30^{\circ}\text{ATDC}$  より早期化する

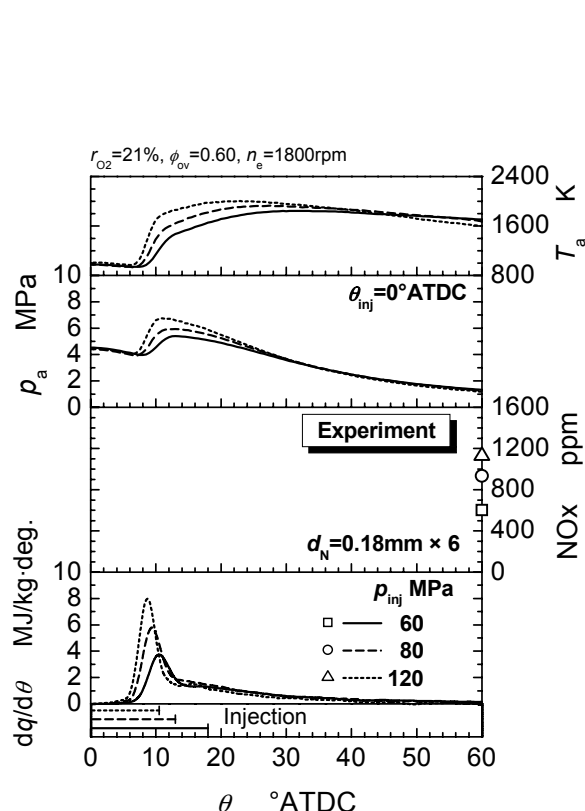


図 3-11 噴射圧力の影響(実験結果)

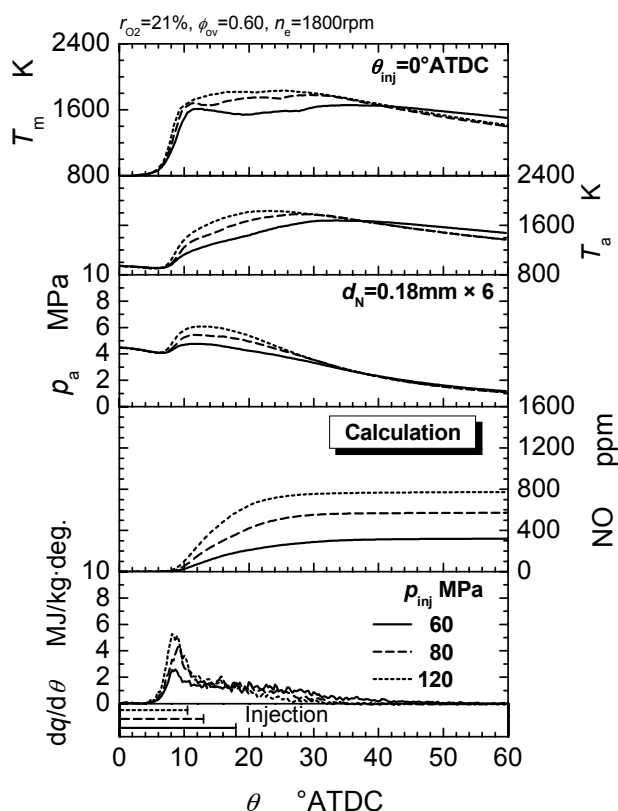


図 3-12 噴射圧力の影響(計算結果)



と、予混合的燃焼の前に微弱な熱発生が起こり、逆に予混合的燃焼の熱発生率が低下する。NO<sub>x</sub> 濃度については、予混合的燃焼の熱発生率が高くなる-20°ATDC までは増加するが、それよりも早期に噴射を行うと NO<sub>x</sub> 濃度は低下する。このように噴射時期を遅延化すると熱発生率と NO 濃度が低下する現象は、DI-PCCI 燃焼で観測される現象である。一方、計算結果の熱発生率経過と NO 濃度履歴は、このような DI-PCCI 燃焼の特徴以外は実験結果の傾向を再現できている。

以上のことから、エンジン条件に適用した着火・燃焼モデルは、DI-PCCI 燃焼のような着火遅れが長くなる場合を除くと、熱発生率経過や NO 生成特性に対する噴射条件の影響を定性的に再現できることが明らかとなった。そこで次に、本モデルを用いて高過給条件相当の条件を模擬し、着火・燃焼および NO 生成特性について検討を行う。

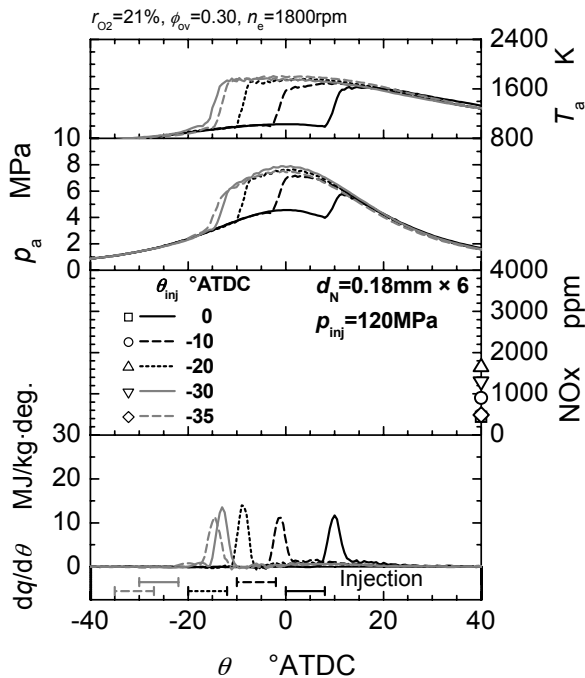


図 3-13 噴射時期の影響(実験結果)

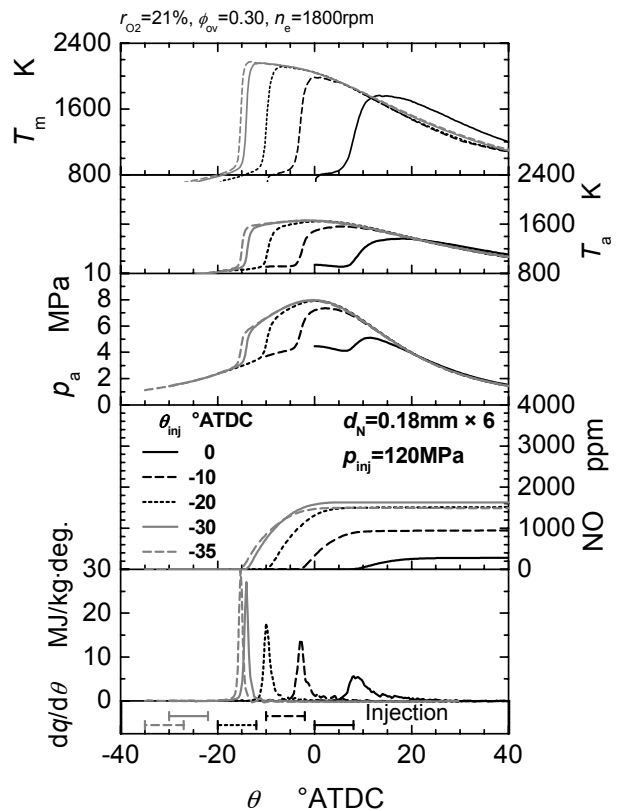


図 3-14 噴射時期の影響(計算結果)

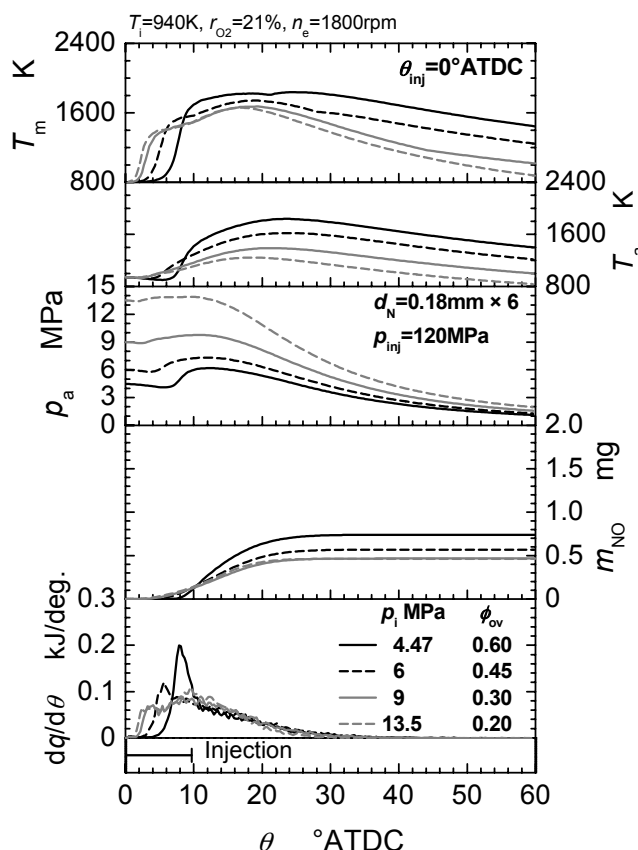


図 3-15 圧縮圧力の影響

### 3.4.2. 圧縮圧力が NO 生成に及ぼす影響

本モデルが実測の傾向を概ね再現できることが分かったので、次に、高過給化が NO 生成に及ぼす影響を明らかにするために、圧縮圧力(上死点でのシリンダ内圧力)が熱発生率経過と NO 質量履歴に及ぼす影響について検討を行う。図 3-15 は、噴孔径  $d_N=0.18\text{mm} \times 6$ 、噴射圧力  $p_{inj}=120\text{MPa}$ 、噴射時期  $\theta_{inj}=0^\circ\text{ATDC}$  に固定し、過給圧を高めた条件を模擬して圧縮圧力を  $4.47\sim 13.5\text{MPa}$  の範囲で変化させたときの、熱発生率  $dq/dt$ 、NO 質量  $m_{NO}$ 、燃焼室内圧力  $p_a$ 、燃焼室内平均温度  $T_a$  および噴霧領域内の平均温度  $T_m$  の履歴を示す。なお、燃料投入量は自然吸気時 ( $p_i=4.47\text{MPa}$ )において総括当量比が  $\phi_{ov}=0.60$  になる値で固定した。そのため、圧縮圧力が高くなるに従い総括当量比は低下する。

熱発生率経過を見ると、圧縮圧力を高めると空気密度が高まるので着火遅れは大幅に短縮されるが、圧縮圧力が 9MPa より高い条件では、着火遅れはあまり変化しない。この現象と同様の傾向が、小堀らの急速圧縮装置(RCM)を用いた高過給条件での着火遅れの計測<sup>(9)</sup>においても観測されている。また、着火遅れが短くなるに伴い、予混合的燃焼の熱発生率が小さくなり、拡散的燃焼が主体となる燃焼形態を示す。NO 質量は、圧縮圧力を高くすると混合気の希薄化が進み  $T_m$  が大幅に低下するので、圧縮圧力の上昇とともに低下する。しかし、 $p_i=9\text{MPa}$  と  $p_i=13.5\text{MPa}$  の NO 質量の履歴に大きな変化が見られなかった。この理由を調べるために、この条件で計算された当量比  $\phi$  に対する PDF と NO 生成速度  $dm_{\text{NO}}/dt$  の関係の時間変化を圧縮圧力  $p_i$  で比較した結果を図 3-16 に示す。圧縮圧力が低い  $p_i=4.47\text{MPa}$  では、NO が活発に生成されている 10~21°ATDC において、量論比近傍の PDF が高くなっているため NO 生成速度も非常に高い。これに対し、圧縮圧力が高い  $p_i=13.5\text{MPa}$  では、空気密度が高く混合気の希薄化が促進され、この時期に NO 生成領域の PDF が低いので NO 生成速度が低い。しかし、圧縮圧力  $p_i=9\text{MPa}$  と  $p_i=13.5\text{MPa}$  の NO 生成速度の差異はほとんどなく、空気密度上昇による NO 抑

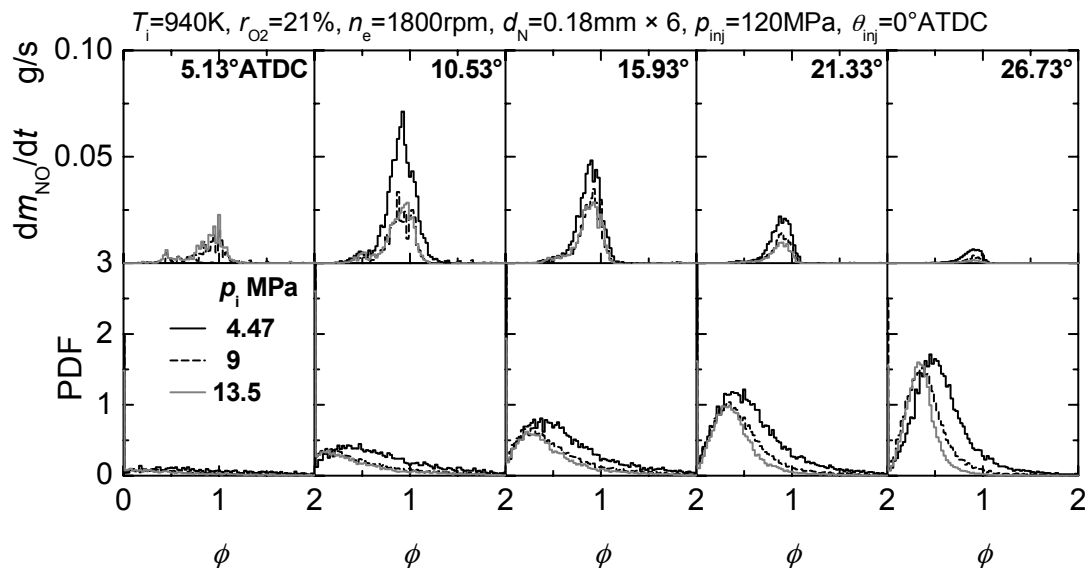


図 3-16 圧縮圧力が当量比の PDF と NO 生成速度に及ぼす影響

制効果には限界があることが分かる．これは，圧縮圧力を高くしても，NO 生成が活発な期間中での NO 生成領域の PDF に大きな差異が表れなかったためである．このように噴射量が一定の条件では，過給を施すことによって混合気の希薄化が促進されるので NO 生成抑制は可能である．しかし，過給圧力が一定以上になるとその効果は小さくなる．

### 3.4.3. 噴射条件が NO 生成に及ぼす影響

次に，噴射条件を変化させた時の熱発生率と NO 質量の履歴に及ぼす影響について計算し，同一の雰囲気および噴射条件を与えた時の定容条件の結果と比較することで，エンジン条件での容積変化が NO 生成に及ぼす影響を明らかにし，エンジン条件での NO 生成メカニズムを明らかにする．また，更なる小噴孔径と高压噴射により混合をさらに促進し，当量比の PDF と NO 生成速度の関係を調べることで，混合促進による NO 低減の可能性について検討を行う．

図 3-17 は，総括当量比  $\phi_{ov}=0.30$  において，噴孔径  $d_N=0.18\text{mm}\times 8$  に固定し，噴射圧力を  $p_{inj}=120\sim 240\text{MPa}$  の範囲で変更させたときの熱発生率  $dq/dt$ ，NO 質量  $m_{NO}$ ，燃焼室内圧力  $p_a$ ，燃焼室内平均温度  $T_a$  および噴霧領域内の平均温度  $T_m$  の履歴を示す．なお，噴射開始時期は特に明記しない限り  $\theta_{inj}=0^\circ\text{ATDC}$  である．

噴射圧力を高めると初期の熱発生率が高まり，拡散的燃焼の熱発生率も高くなる．また，熱発生終了時期は噴射圧力を高くすると早くなる．これらの傾向は定容条件と同じである．また，最終 NO 質量は，噴射圧力を高くするに従い増加する傾向を示す．これは，実機関を用いた高過給条件での実験結果<sup>(10)</sup>と同様の傾向であるが，定容条件では噴射圧力を高くすると最終 NO 質量が低下するので，定容条件とエンジン条件では NO 生成に及ぼす噴射圧力の影響が異なると言える．この理由を調べるために，この条件における当量比の PDF と NO 生成速度  $dm_{NO}/dt$  の関係の時間変化を調べた結果を図 3-18 に示す． $p_{inj}=240\text{MPa}$  の方が， $11^\circ\text{ATDC}$  までは量論比近傍の PDF が高く NO 生成速度も高い．それ以降では，希薄化が促

進されるので量論比近傍の混合気が減少するが、噴射圧力による NO 生成速度の差異が小さい。このことから、図 3-17 の噴射圧力による最終 NO 質量の差異は、

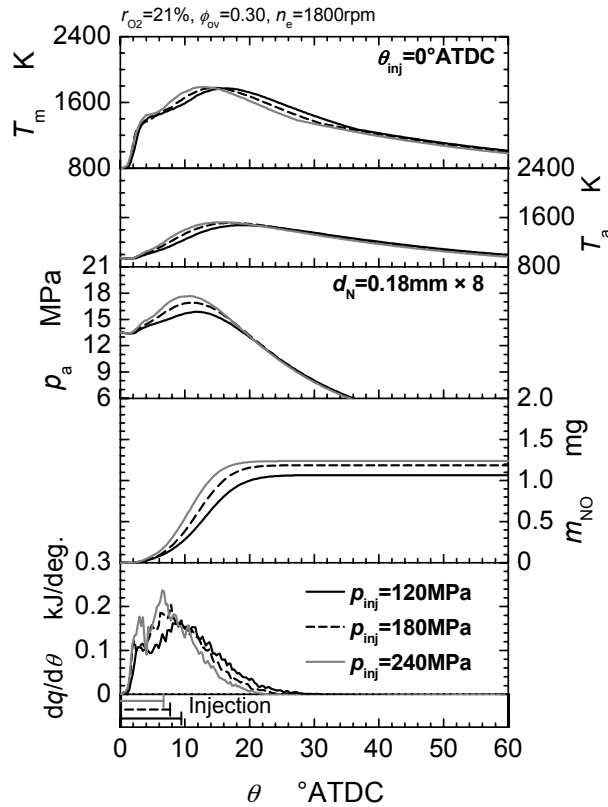


図 3-17 噴射圧力の影響( $\phi_{ov}=0.30$ )

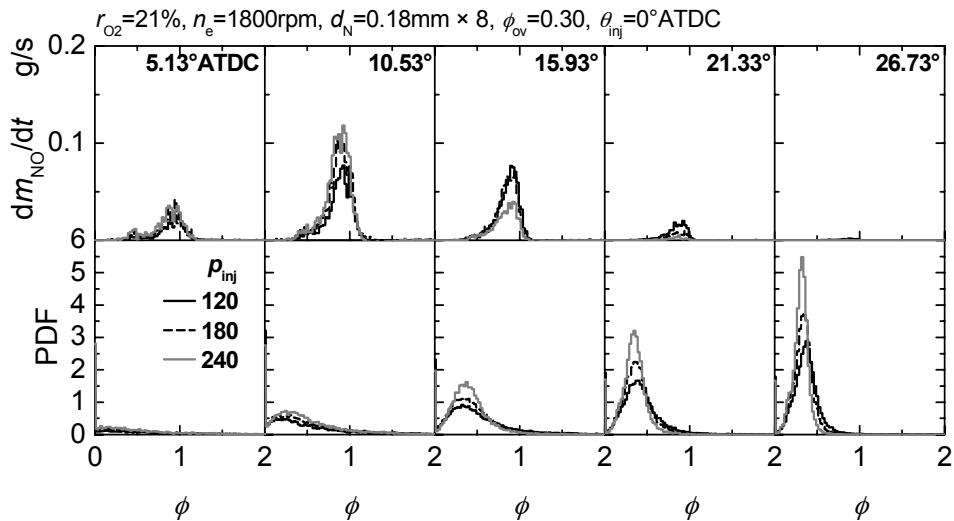


図 3-18 噴射圧力が当量比の PDF と NO 生成速度に及ぼす影響( $\phi_{ov}=0.30$ )

NO 生成初期から中期にかけての速度の差によるものであるといえる．エンジン条件においては，NO 生成中にクランク角度が進むことで，燃焼室内の容積増大による雰囲気温度の低下によって NO 生成反応が凍結されるために， $10^\circ\text{ATDC}$  程度までの NO 生成速度の差異が NO 質量の差異に直接影響を与えている可能性がある．この容積増大による NO 生成過程への影響を明らかにするため，上死点における燃焼室内の容積( $V_{cc}=51\text{cm}^3$ )を固定して定容計算を行った．雰囲気条件は図 3-17 の上死点の条件( $p_i=13.5\text{MPa}$ ， $T_i=940\text{K}$ )とし，噴射条件も図 3-17 と同一の条件で計算を行った．その結果を図 3-19 に示す．なお，図の下部には，目安として  $n_e=1800\text{rpm}$  の時の，噴射開始からのクランク角度も記した．噴射圧力が高い条件において，熱発生期間中では，一旦 NO 質量が高くなるが，NO 生成の凍結が早いので最終 NO 質量は最も低くなり，前節で行った定容条件での結果と同様の NO 質量の履歴を示した．この最終 NO 質量の値に注目すると，図 3-17 のエンジン条

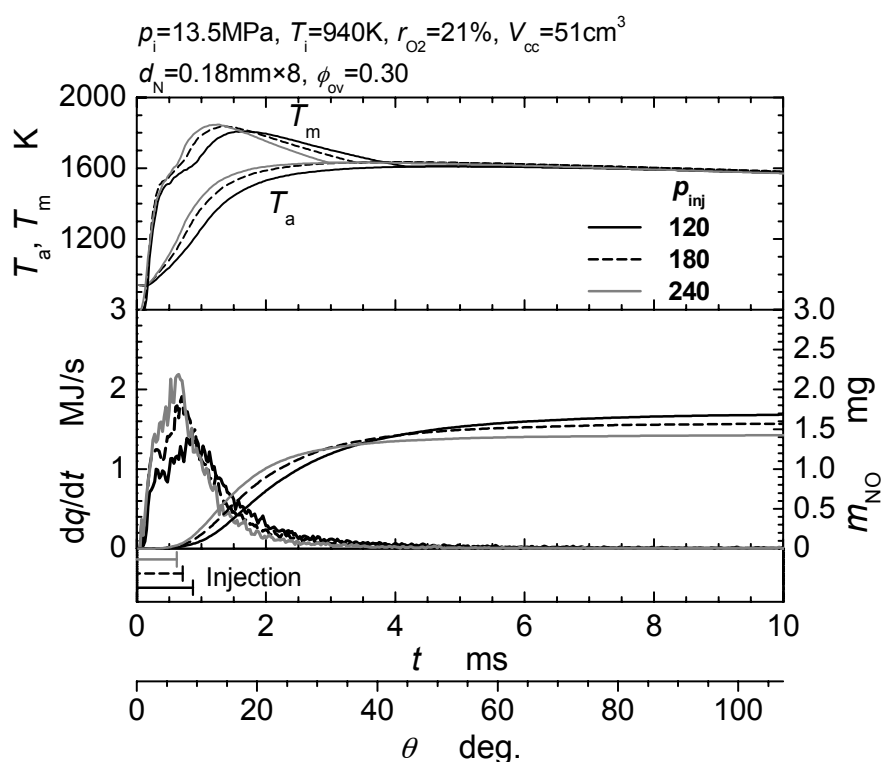


図 3-19 定容条件での NO 質量の履歴( $\phi_{ov}=0.30$ )

件と比較すると約 40%程度高い。これは、エンジン条件では容積増大による雰囲気温度の低下により、 $20^{\circ}\text{CA}$  程度で NO の生成反応が凍結されたことを示唆している。このようにエンジン条件において、最終 NO 質量の差異は着火後に NO 質量が増加していく途中で容積増大によって NO 生成反応が凍結するので、凍結された時点での NO 質量の差異が反映されると言える。このことが、最終 NO 質量に対する噴射圧力影響が定容条件とエンジン条件で異なる原因である。

これまでの結果から、噴射時期が一定のもとで噴射圧力のみを高くして混合を促進しても NO 生成速度が高い間に容積増大によって NO 生成が凍結されるので、最終 NO 質量が高くなってしまい、最終 NO 質量の大幅な低減は得られない。しかし、混合気の希薄化・均質化をさらに促進して、容積増大による NO 凍結が起こる前に、NO 生成領域に存在する混合気を希薄化させることができれば、最終 NO 質量の大幅な抑制は可能であると考えられる。

図 3-20 は、 $\phi_{\text{ov}}=0.30$  において、混合をさらに促進するために噴孔径の縮小化と噴射圧力の高圧化を同時に行ったときの結果である。なお、噴射条件は平均噴射率を固定し噴射期間が一定となるように、噴孔径と噴射圧力の組み合わせを選択した。そのため、噴孔径  $d_N=0.14\text{mm}$ 、 $d_N=0.12\text{mm}$  では、噴射圧力がそれぞれ 330、610MPa と現実的な値ではないが、混合促進による NO 抑制効果を調べるために採用した。

噴孔径を小さくし噴射圧力を上げて混合を促進させると、熱発生期間初期の熱発生率が高くなり、その後の拡散的燃焼の熱発生率も高くなる。また、熱発生終了時期も混合の促進により早期化する。NO 質量は、 $d_N=0.16\text{mm}\times 8$ 、 $p_{\text{inj}}=190\text{MPa}$  までは最終 NO 質量に大きな変化は見られないが、さらに混合を促進させると最終 NO 質量が低下し、 $d_N=0.12\text{mm}\times 8$ 、 $p_{\text{inj}}=610\text{MPa}$  の条件で大幅な NO 低減が得られる。この条件における当量比の PDF と NO 生成速度  $dm_{\text{NO}}/dt$  の関係の時間変化を調べた結果を図 3-21 に示す。 $6^{\circ}\text{ATDC}$  までは、量論比近傍の PDF および NO 生成速度には噴射条件による差異はほとんど見られないが、それ以降では小噴孔と

高圧噴射により混合気の希薄化と均質化を促進させた条件( $d_N=0.12\text{mm}\times 8$  ,  $p_{inj}=610\text{MPa}$ )の方が , NO 生成領域の PDF が低くなり NO 生成速度が低下する .

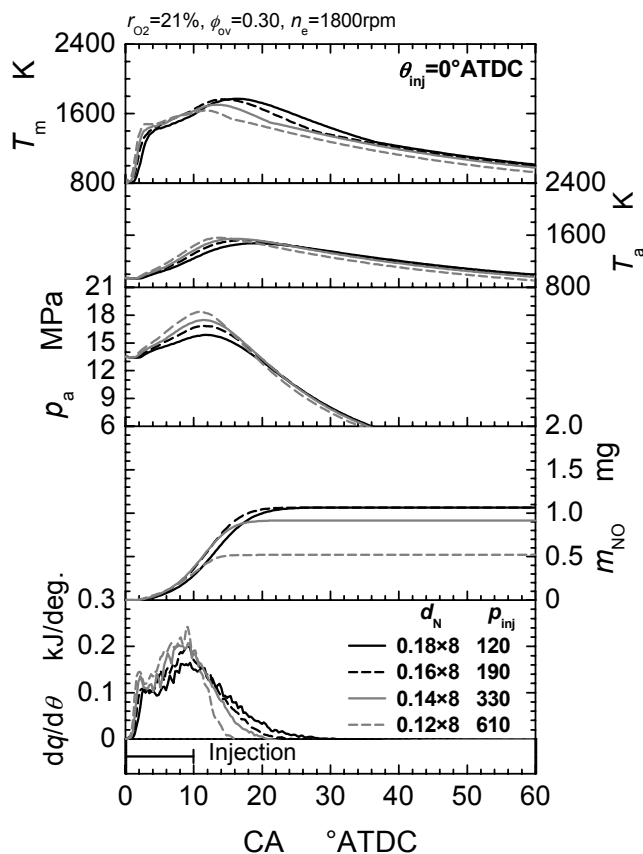


図 3-20 平均噴射率一定の下での噴射条件の影響( $\phi_{ov}=0.30$ )

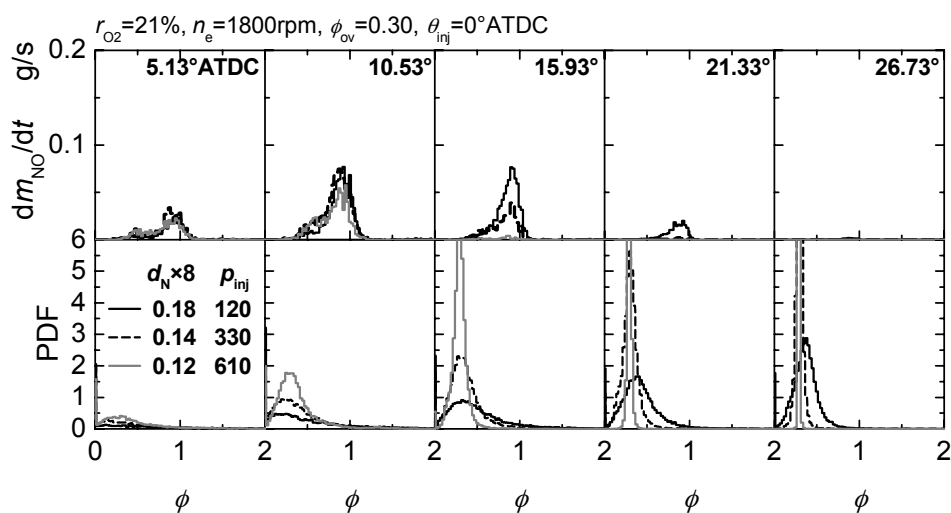


図 3-21 噴射条件が当量比の PDF と NO 生成速度に及ぼす影響( $\phi_{ov}=0.30$ )



このように、容積増大により NO 生成が凍結される前に NO 生成領域の混合気を希薄化することができれば、NO 生成を抑制することが可能である。しかし、図 3-21 が示すように噴射条件のみで大幅な NO 低減が得るためには、610MPa もの高い噴射圧力が必要となる。したがって、噴射条件だけでなく、スワール比増大等の空気流動による混合促進と組み合わせて NO 低減を図ることが必要である。

#### 3.4.4. 総括当量比が NO 生成に及ぼす影響

前項では、混合促進を図ることで NO 低減が可能となることを示した。しかし、総括当量比が高くなると混合を促進しても混合気の希薄化が進みにくくなるため、この効果に限界が生じる可能性がある。本項では、噴射量を増加させ総括当量比を高くした条件において NO 生成に及ぼす噴射条件の影響について計算を行った。

図 3-22 に、総括当量比を  $\phi_{ov}=0.60$  に増加させ、図 3-21 と同一の噴孔径と噴射圧力を採用した時の結果を示す。熱発生履歴は噴射期間の増大により熱発生期間が長くなる。混合を促進させると、図 3-21 で述べた現象と同様に熱発生率が高くなり、熱発生終了時期が早くなる。NO 質量は  $\phi_{ov}=0.60$  においても、小噴孔と高圧噴射により NO 質量が低下しているが、 $\phi_{ov}=0.30$  の時ほど高い NO 低減効果はなく、 $d_N=0.12\text{mm}\times 8$ 、 $p_{inj}=610\text{MPa}$  のみ NO 質量の抑制効果が確認できた。これは、総括当量比の増大により混合気の希薄化が進みにくくなったことが原因であると考えられる。図 3-23 に、当量比の PDF と NO 生成速度  $dm_{NO}/dt$  の関係の時間変化を調べた結果を示す。いずれの噴射条件においても、NO 生成領域の PDF はほとんど差異がなく、NO 生成速度にも差異がほとんどない。このように総括当量比が高くなると、混合気が NO 生成領域に滞留するのを防ぎにくくなるため、噴射条件の選択によって NO を抑えることが難しくなる。

#### 3.4.5. 希薄化・均質化速度と最終 NO 質量

これまでの計算結果から，総括当量比が低い条件では，小さい噴孔と高い噴射

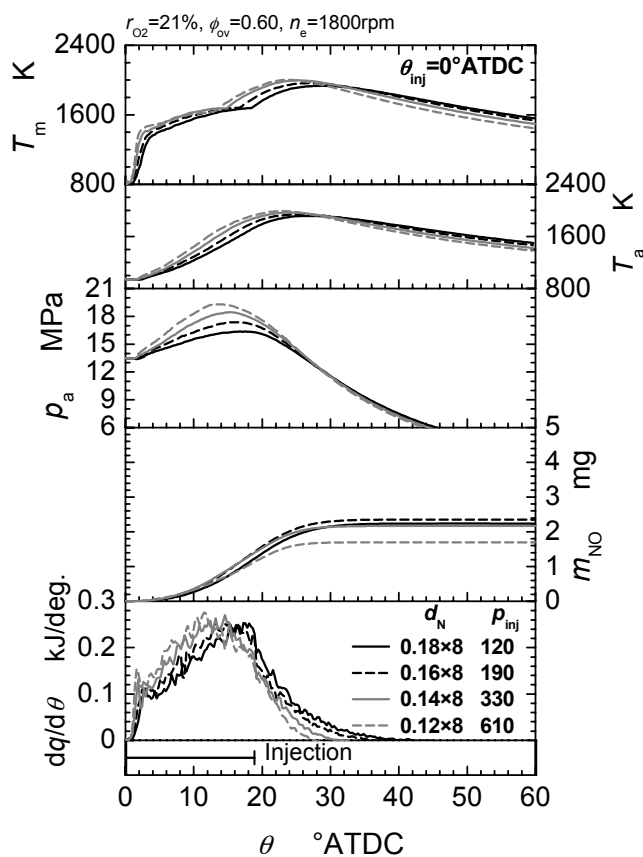


図 3-22 平均噴射率一定の下での噴射条件の影響( $\phi_{ov}=0.60$ )

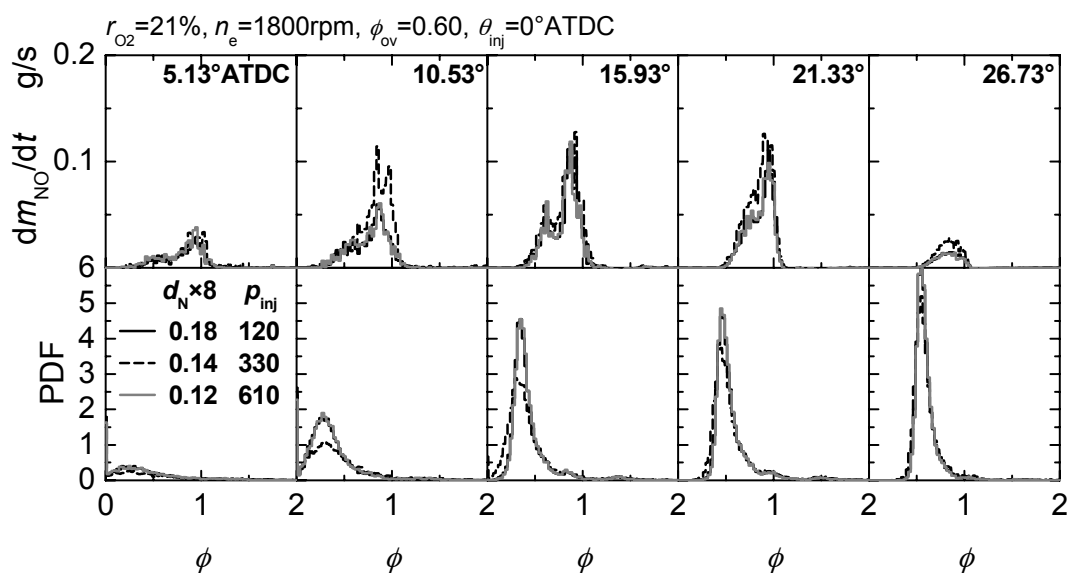


図 3-23 噴射条件が当量比の PDF と NO 生成速度に与える影響( $\phi_{ov}=0.60$ )

圧力を組み合わせて混合を促進させると最終 NO 質量の低減が可能であることが明らかになった．低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現するためには，噴孔径と噴射圧力の組合せの選定方針を得る必要がある．そのためには，NO<sub>x</sub> 抑制効果を整理できるような噴孔径と噴射圧力から決まる混合の特性値が求められる．

そこで本研究では，まず，空気導入特性を示す値として式(3-6)の運動量理論<sup>(4)</sup>に基づいた希薄化速度 $(J_A/J_F)/(J_A/J_F)_0^{(11)}$ を式(3-21)のように，噴孔径  $d_N$  および噴孔からの燃料流出速度  $u$  の関数として表す．

$$(J_A/J_F)/(J_A/J_F)_0 = (u/u_0)^{1/2} (d_N/d_{N0})^{-1/2} \quad (3-21)$$

ここで，添字 0 は基準条件( $d_N=0.18\text{mm}$ ,  $p_{inj}=120\text{MPa}$ )における値を示す．なお， $u$  は，噴射期間中に噴射率が一定に保たれる場合には，式(3-10)で与えられる．希薄化速度 $(J_A/J_F)/(J_A/J_F)_0$  は， $J_A/J_F$  が燃料流量に対する導入空気流量の比であり，基準となる噴射条件に対しての相対値を示している．すなわち，この値が高くなると混合気が希薄化していく速度が高くなる．

また，混合速度を示す値として，等方性乱流の理論にもとづいた均質化速度 $\omega/\omega_0^{(11)}$ を式(3-22)のように噴孔径  $d_N$  および噴孔からの燃料流出速度  $u$  の関数として表す．

$$\omega/\omega_0 = (u/u_0)^{1/2} (d_N/d_{N0})^{-1/2} \quad (3-22)$$

均質化速度 $\omega/\omega_0$  は，衝突頻度の比でありこの値が大きいと，混合のスケールが早く小さくなり，混合気の不均一が速やかに解消される．希薄化速度 $(J_A/J_F)/(J_A/J_F)_0$  と均質化速度 $\omega/\omega_0$  は，どちらも同一の式で表現できるので，高い噴射圧力と小さい噴孔径を用いることで混合気の希薄化と均質化の両方が促進されることになる．

この希薄化速度と均質化速度により，総括当量比 $\phi_{ov}=0.30$  および $\phi_{ov}=0.60$  において表 3-3 に示す噴射条件で計算を行い，得られた最終 NO 質量  $m_{NO_f}$  を整理した結果を図 3-24 に示す．なお，図には定容条件で行った最終 NO 質量  $m_{NO_f}$  も載せた．総括当量比が低い条件( $\phi_{ov}=0.30$ )においては，エンジン条件の最終 NO 質量は，

希薄化速度と均質化速度を高くしていくと 1.2 程度までは増加し，それより大きくなると最終 NO 質量が低下する．これに対し，定容条件での最終 NO 質量は希薄化速度と均質化速度が高くなると直線的に低下する．希薄化速度と均質化速度

表 3-3 計算対象の噴射条件

$d_N$ [mm]	$p_{inj}$ [MPa]	$(J_A/J_F)/(J_A/J_F)_0$
0.22	60	0.76
0.20	80	0.86
0.18	120	1.00
0.17	160	1.11
0.16	190	1.19
0.14	330	1.46
0.12	610	1.84
0.18	180	1.11
0.18	240	1.19
0.16	120	1.06
0.14	120	1.13
0.10	120	1.34

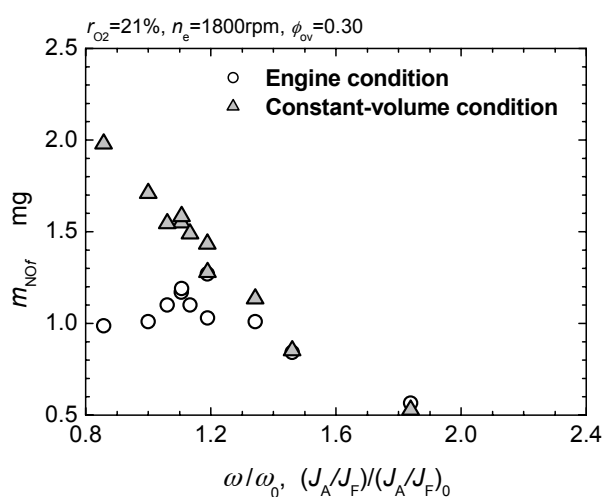
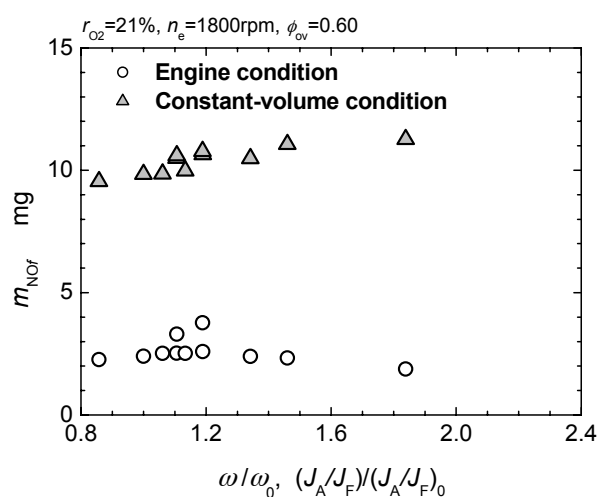

 (a)  $\phi_{ov}=0.30$ 

 (b)  $\phi_{ov}=0.60$ 

図 3-24 希薄化・均質化速度と最終 NO 質量の関係

が 1.2 より小さい領域では、着火後 NO 質量の増加中に容積増大により NO 生成が凍結されたことを示している。この領域内で希薄化速度と均質化速度を高くすると、NO 生成速度が高い状態で NO 生成反応が凍結されるので最終 NO 質量が高くなる。一方、希薄化速度と均質化速度が 1.2 より大きい領域では、燃焼室容積増大ではなく、混合促進によって NO 生成領域の混合気が減少したことで NO 生成が抑制できることを示している。

一方、総括当量比が高い条件( $\phi_{ov}=0.60$ )では、希薄化速度と均質化速度にかかわらず容積増大による NO 生成反応の凍結により最終 NO 質量が決定している。また、エンジン条件において、希薄化と均質化を促進すると NO 低減効果を得ることができるが、総括当量比が高く希薄化・均質化が進みにくいのでその効果は小さい。そのため  $\phi_{ov}=0.60$  では、希薄化速度と均質化速度の高い条件( $d_N=0.12\text{mm}$ ,  $p_{inj}=610\text{MPa}$ )を用いても大幅な NO 抑制は困難である。

### 3.5 結言

定容条件下に模擬した高過給ディーゼル燃焼において、確率過程論的手法にもとづく着火・燃焼モデルを用いて、定容条件の下で噴射条件および酸素モル分率が NO 生成に及ぼす影響について数値解析を行った。さらに、このモデルをエンジン条件に適用し、高過給条件における混合と NO 生成の関係を明らかにし、高過給ディーゼル燃焼における低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための混合制御の方針について検討を行った結果、以下の知見を得た。

定容条件における燃焼および NO 生成特性について

- (1) NO 生成過程は、混合気が希薄化され量論比に近づくと 2400K 以上の温度に到達し NO 生成速度が高くなる。その後、さらに混合が進むと NO 生成領域よりも希薄側に移行し NO の生成が止まる。

- (2) 噴射圧力を高くすると、NO 質量増加の傾きは高くなるものの、混合気の希薄化が進み、NO 生成領域である量論比を速く通過するため最終 NO 質量は低くなる。
- (3) 酸素モル分率を低下させても熱発生率経過には大きな影響はほとんど及ぼさない。また、酸素モル分率の低下によって量論比近傍の微視的な火炎温度が低下するので、最終 NO 質量は大幅に低減する。

#### エンジン条件における燃焼および NO 生成特性について

- (4) 本着火・燃焼モデルをエンジン条件に適用すると、PCCI 燃焼のような着火遅れが長くなる場合を除き、熱発生率経過や NO 生成特性に対する噴射条件の影響を定性的に再現できる。
- (5) 圧縮圧力を高めると着火遅れの短縮化に伴い、予混合的燃焼の熱発生率が小さくなり、拡散的燃焼が主体となる燃焼形態を示す。圧縮圧力を高くすると混合気の希薄化が進むので、NO 質量は低下するが、その効果には限界がある。
- (6) 容積増大により NO 生成が凍結される前に、NO 生成領域の混合気を希薄化することができれば、NO 生成を抑制することが可能である。しかし、噴射条件のみで大幅な NO 低減を得るには、現行の噴射圧力のレベルよりも高い噴射圧力が必要となるので、スワール比増大等の空気流動による混合促進と組み合わせて NO 低減を図ることが必要である。
- (7) 総括当量比が高くなると、混合気が NO 生成領域に滞留するのを防ぎにくく

なるため、噴射条件の選択によって NO<sub>x</sub> を抑えることが難しくなる。

- (8) 総括当量比が低い条件においては、エンジン条件の最終 NO 質量は、希薄化速度と均質化速度を高くしていくとある一定値までは増加し、それより大きくなると最終 NO 質量が低下する。これに対し、定容条件での最終 NO 質量は希薄化速度と均質化速度が高くなると直線的に低下する。一方、総括当量比が高い条件では、希薄化速度と均質化速度にかかわらず、容積増大による NO 生成反応の凍結により最終 NO 質量が決定するので、エンジン条件の最終 NO 質量は定容条件よりも低い。

本章で得られた知見から、NO<sub>x</sub> を低減するには、小さい噴孔と高い噴射圧力を用い、これにスワール比増大等の手法を組み合わせることで混合気の希薄化と均質化を図ることが有効である。しかし、混合促進による NO<sub>x</sub> 低減法のみでは総括当量比が高くなると、混合気が NO 生成領域に滞留するのを防ぎにくくなるため、噴射条件の選択によって NO<sub>x</sub> を抑えることが難しくなる。これに対し、酸素モル分率の低下は NO<sub>x</sub> 生成速度自身を抑制することができるため、総括当量比にかかわらず高い NO<sub>x</sub> 低減効果を持つ。そのため、高過給ディーゼル燃焼においては、混合気の希薄化と均質化を促進して NO<sub>x</sub> 生成領域の混合気を減少させつつ、EGR により NO<sub>x</sub> 生成速度自身を低下させることが重要である。

## 参考文献

- (1) T. Ishiyama, M. Shioji and T. Ihara, Analysis of ignition processes in a fuel spray using an ignition model including turbulent mixing and reduced chemical kinetics, International Journal of Engine Research Vol.4, No.3, (2003), pp.155-162.
- (2) R. L. Curl, Dispersed phase mixing: I. Theory and effects in simple reactors, American Institute of Chemical Engineers Journal, Vol.9, Issue 2, (1963), pp.175-181.
- (3) J. Janicka, W. Kolbe and W. J. Kollmann, Journal of Non-Equilibrium Thermodynamics. 4,

- (1979), pp.47-66.
- (4) 和栗・藤井・網谷・恒屋, ディーゼル機関燃料の到達距離に関する研究, 日本機械学会論文集第2部, Vol.25, No.156, (1959), pp.820-826.
  - (5) J. C. Dent and P. S. Metha, Phenomenological Combustion Model for a Quiescent Chamber Diesel Engine, SAE Transactions, Vol.90, Section 4, Paper No.811235, (1981), pp.3884-3902.
  - (6) M. Schreiber, A. S. Sakak, A. Lingens, and J. F. Griffiths, Reduced Thermo kinetic Model for the Autoignition of Fuels with Variable Octane Ratings, Proceeding of 25th Symposium (International) on Combustion, (1994), pp.933-940.
  - (7) R. R. Raine, C. R. Stone and J. Gould, Modeling of nitric oxide formation in spark ignition engines with a multizone burned gas, Combustion and Flame, Volume 102, Issue 3, (1995), pp. 241-255.
  - (8) G. Woschni, Universally Applicable Equation for the Instantaneous Heat Transfer Coefficient in the Internal Combustion Engine, SAE Paper No.670931, (1967).
  - (9) 小堀・横須賀, 高過給ディーゼル機関の着火遅れに関する研究, 日本機械学会論文集, Vol.69, No.684, B(2003), pp.1966-1971.
  - (10) 青柳・国島・浅海・栗飯原・小高・後藤, 単気筒エンジンによる高過給ディーゼル燃焼の研究(第1報) - 第1報 過給圧力を変化させた場合の燃焼特性 -, 自動車技術会 2003 年春季大会学術講演会前刷集, No.46-03, (2003), pp.11-16.
  - (11) 池上・山根, ディーゼル機関の高圧噴射における適正ノズルオリフィス径, 日本機械学会論文集, Vol.59, No.568, B(1998), pp.4046-4051.



## 第4章

# DI-PCCI 燃焼における NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす

## 噴射条件の影響

### 4.1. 緒言

本章では、DI-PCCI 燃焼において噴射条件と雰囲気酸素濃度が NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす影響について検討を行う。

ディーゼル機関においては、PM と NO<sub>x</sub> の大幅な低減を目指して、PCCI 燃焼が注目されており、予混合吸気方式<sup>(1)(2)</sup>および筒内直接噴射方式<sup>(3)~(5)</sup>ともに盛んに研究が行われている。これらの混合気形成方法のうち、ディーゼル燃焼と組み合わせることで機関の全負荷域をカバーする必要上<sup>(6)</sup>、DI-PCCI 燃焼が実用上望ましい。しかし、早期に筒内直接噴射を行った場合には、失火と急激燃焼によって運転範囲が限定され、燃料がシリンダライナに付着し潤滑油の希釈や熱効率の低下が起きる。この問題を回避するためには、燃料噴射時期を上死点に近づける必要がある<sup>(7)</sup>が、噴射終了から着火までの混合期間が短くなるので、噴射角の狭角化と燃焼室口径の拡大により混合期間を確保することが必要となる。しかし、これらのパラメータは DI-PCCI 燃焼とディーゼル燃焼を組み合わせることを考慮すると、高出力化を図る観点から条件の設定の自由度に限界がある。このため、DI-PCCI 燃焼においては、混合気の十分な希薄化を図ることは難しく、EGR 率を制御して未燃成分の悪化を伴わないように NO<sub>x</sub> を低減することが必要不可欠となる。したがって、DI-PCCI 燃焼においては噴射条件の選択<sup>(8)</sup>や燃焼室形状による混合速度

制御<sup>(9)</sup>や EGR による吸気ガス組成の制御<sup>(10)</sup>，さらには可変有効圧縮比の制御<sup>(11)</sup>などの技術を組み合わせることで，高い熱効率が実現できるように上死点直後に着火時期を設定し，小さい噴孔と高い噴射圧力を用いて燃料と空気の混合を促進することで，限られた混合期間においても混合気の希薄化・均質化を行うことが重要となる．

こういった DI-PCCI 燃焼においては，通常のディーゼル燃焼と比べると混合気平均濃度が低く濃度の頻度分布は狭いが<sup>(12)</sup>，着火時点で混合気の濃度が均一にはならない．このような条件においては，混合気の濃度が高すぎると急激燃焼や NO<sub>x</sub> 生成を引き起こし，逆に混合気の濃度が低すぎると燃料消費率の悪化や CO，HC などの未燃成分の排出を引き起こす<sup>(13)</sup>．

したがって，DI-PCCI 燃焼において未燃成分や燃料消費率の悪化を回避しつつ，急激燃焼や NO<sub>x</sub> 生成が起こらないような混合気濃度に設定する必要がある．そのためには，ディーゼル燃焼に比べて弱い不均一性を持つ希薄混合気の燃焼において，噴射条件および酸素濃度等の雰囲気条件が着火・燃焼特性ならびに NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響について基礎的に調べ，混合と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにした上で，DI-PCCI 燃焼における高効率かつ低エミッション燃焼を実現するための噴射条件や EGR 率，有効圧縮比などの選定方針を得る必要がある．

そこで本章では，まず，定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置を用いて DI-PCCI 相当の燃焼が得られる雰囲気条件を選定する．次に，この DI-PCCI 相当の条件の下で噴射条件や酸素モル分率を変更した時の着火・燃焼特性ならびに NO<sub>x</sub> 生成特性を調べる．さらに，実験結果を整理することにより，混合と NO<sub>x</sub> 生成の関係について考察を加え，噴射条件および酸素モル分率が着火時期や熱発生率経過および NO<sub>x</sub> 生成特性に及ぼす影響を明らかにする．

## 4.2. 実験装置および手法

本章での実験は、第2章と同様に定容燃焼装置と全量ガスサンプリング装置を用いて行った。そのため本節では、第2章からの変更箇所について述べる。

#### 4.2.1. 定容燃焼装置

実機関で観測される DI-PCCI 燃焼では噴射終了後に着火が起こるが、第2章で用いた定容燃焼容器は燃焼室容積が大きいので、総括当量比を上げるには噴射期間が長くなり、着火前に噴射を終了させることができなくなる。また、DI-PCCI 燃焼の着火遅れが長く、ディーゼル燃焼よりも燃焼室の温度むらの影響を受けやすいが、第2章で使用した燃焼室の形状は直方体であり、攪拌機による燃焼室内の温度むらが十分に解消できず、DI-PCCI 燃焼の着火過程に影響を及ぼす可能性がある。そのため、本章では図 4-1 に示すような、容積が小さく攪拌が充分に行える燃焼容器<sup>(12)</sup>を用いた。この容器は直径 80mm、奥行 30mm（容積約 150cm<sup>3</sup>）

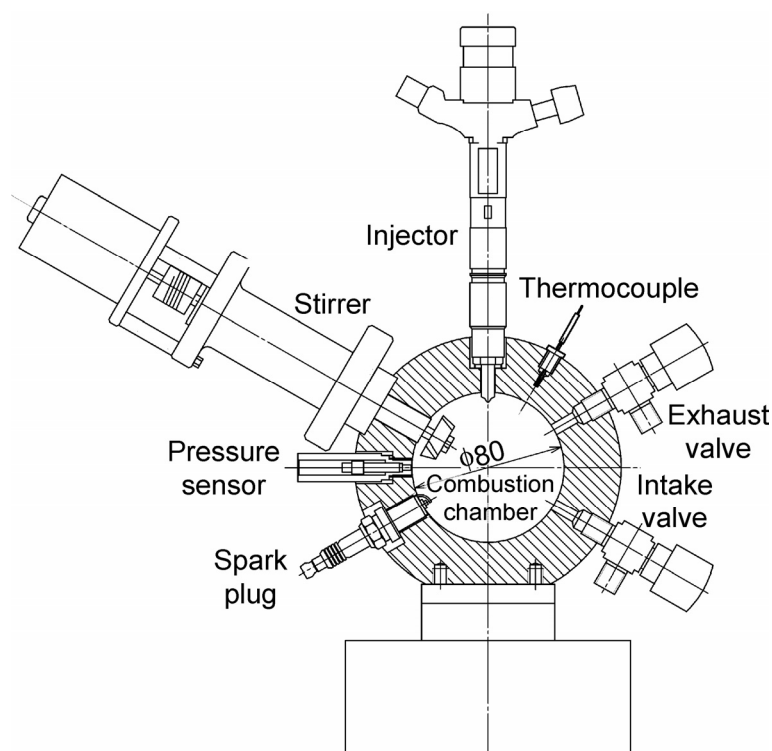


図 4-1 定容燃焼容器

の燃焼室を持ち，高温高压雰囲気の作成方法<sup>(14)</sup>は第2章と同じである．また，雰囲気の酸素モル分率  $r_{O_2}$  は，15，18，21mol%と変化させた．燃料には，セタン価が軽油とほぼ等しい n-ヘプタンを用い，単噴孔ノズルで燃焼室中心に向かって単発噴射を行った．噴射条件は，噴孔径  $d_N$  を 0.17~0.22mm，噴射圧力  $p_{inj}$  を 60~180MPa，噴射量  $m_f$  を 12.3~39.0mg ( $r_{O_2}=21\%$  のとき総括当量比  $\phi=0.16\sim0.52$ ) の範囲で変更した．

#### 4.2.2. 雰囲気条件の選択

実機関での DI-PCCI 燃焼の特徴として，二段着火と予混合的燃焼が支配的となる熱発生率経過となることが知られている<sup>(8)</sup>．本研究では，定容のもとでこのような熱発生過程の特徴を再現できる雰囲気条件を選択する．図 4-2 は噴孔径  $d_N=0.18\text{mm}$ ， $p_{inj}=120\text{MPa}$ ，噴射量  $m_f=19.5\text{mg}$  において，雰囲気圧力  $p_i=2\text{MPa}$ ，雰囲気温度  $T_i=900\text{K}$  および酸素モル分率  $r_{O_2}=21\%$  の条件での正味圧力上昇  $p_f-p_a$ ，熱発生率  $dq/dt$  および噴射弁のニードルリフトセンサ出力電圧  $h$  の履歴である．こ

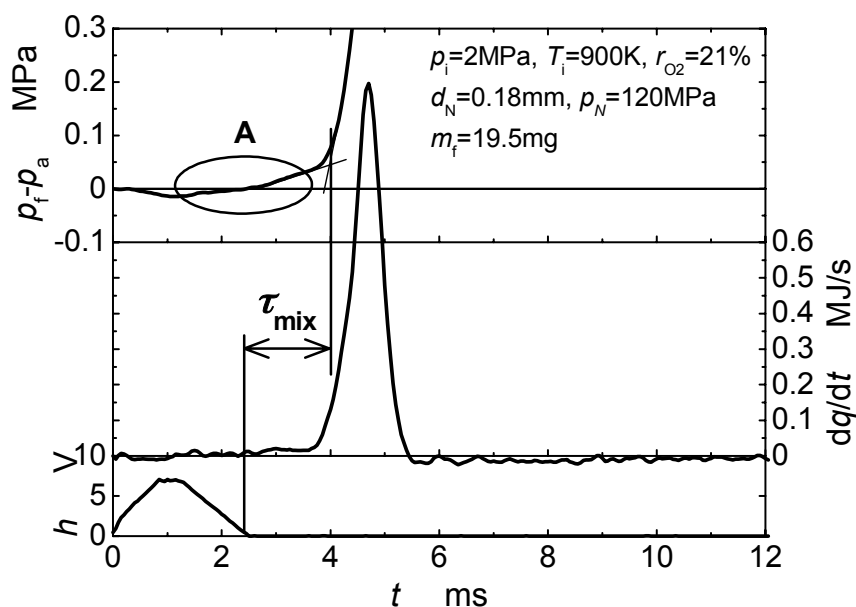


図 4-2 DI-PCCI 条件

ここで、 $p_f$  は燃焼時の燃焼室内圧力、 $p_a$  は燃料噴射を行わなかったときの圧力経過であり、 $p_f - p_a$  は噴霧の吸熱と熱発生による正味の圧力変化を示す。 $dq/dt$  の履歴からまず、予混合的燃焼が支配的であることが分かる。また、 $dq/dt$  からは明確に読み取れないが、 $p_f - p_a$  に微弱ながら熱炎に先立つ熱発生による圧力上昇(図中 A)が見られる。このように、雰囲気条件を  $p_i=2\text{MPa}$ 、 $T_i=900\text{K}$  とすれば、DI-PCCI 相当の燃焼が再現できるため、これ以降、本条件を標準雰囲気条件として、噴射条件および酸素モル分率を変更した際の NO<sub>x</sub> 生成について調べた。

なお、本研究では、 $p_f - p_a$  および  $dq/dt$  が急激に上昇し始める時期を熱炎発生時期とし<sup>(12)</sup>、図のように圧力上昇の前後の  $p_f - p_a$  にフィットする二本の近似直線の交点としてこれを定めた。また、噴射終了からこうして求めた熱炎発生時期までの期間を混合期間  $\tau_{\text{mix}}$  と定義し、NO<sub>x</sub> 生成量との関連を検討した。

### 4.3. 実験結果および考察

#### 4.3.1. DI-PCCI 条件における混合気形成と火炎の発達状況

まず、DI-PCCI 相当の条件における混合気形成と噴霧火炎の発達を調べるために、高速度シャドウグラフ撮影を行い、ディーゼル相当の条件と比較を行った。撮影においては、キセノン光源による透過型シャドウグラフ撮影を行い、高速度デジタルビデオカメラ(Vision Research 製 Phantom V7.0)により、露光時間  $5\mu\text{s}$ 、撮影スピード  $10000\text{fps}$  で画像を記録した。

図 4-3 に、ディーゼル相当の雰囲気条件( $p_i=4\text{MPa}$ 、 $T_i=900\text{K}$ 、 $r_{\text{O}_2}=21\%$ )および  $d_N=0.18\text{mm}$ 、 $p_{\text{inj}}=120\text{MPa}$  および  $m_f=19.5\text{mg}$  のもとで得られたシャドウグラフ画像を示す。なお、図にはこの条件の熱発生率も示し、図中の番号はその番号を持つ写真と一致する。熱発生率経過は予混合的燃焼とその後続く拡散的燃焼をともなっており、典型的なディーゼル燃焼の特徴を示した。画像から、噴射された燃料は燃焼室中心付近にまで到達すると、蒸発し混合気を形成しながら下流に流れ

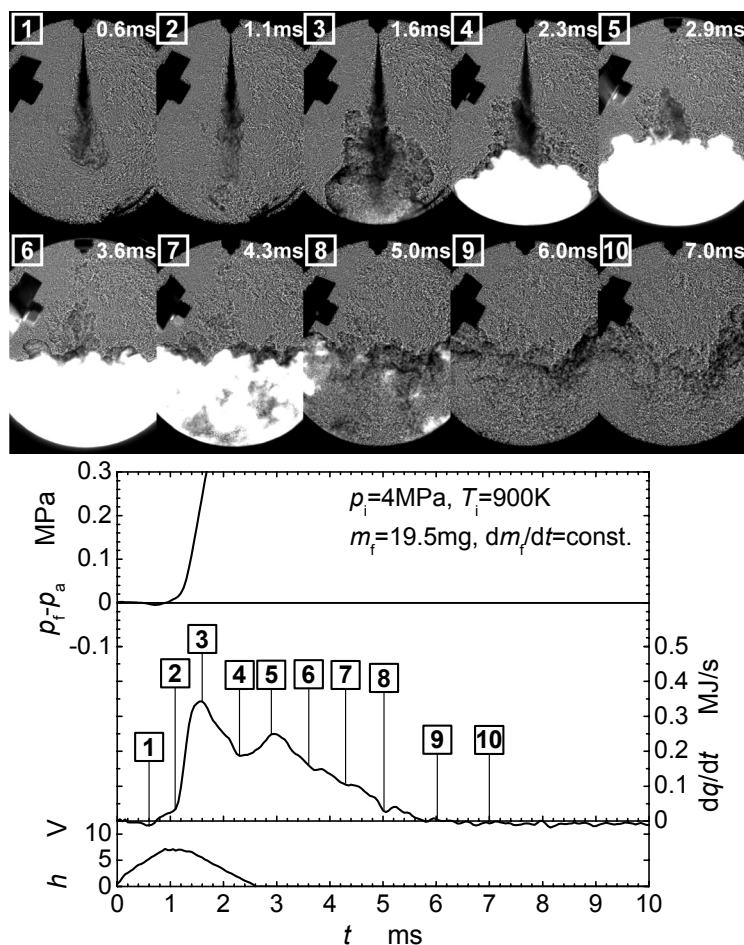


図 4-3 ディーゼル条件における混合気と火炎の発達

る(画像 No.1, 2)．噴霧の先端部分の混合気が急激に膨張し，熱炎が観察される(No.3)．その後すぐに輝炎が発生し，燃焼室壁面に沿って広がる(No.5~7)．

図 4-4 に，酸素モル分率 21%で，標準の雰囲気条件および図 4-3 と同一の噴射条件で撮影されたシャドウグラフ画像を示す．噴霧の進行はディーゼル相当の条件よりも速く，噴射開始後  $t=0.6\text{ms}$  に混合気が壁面に到達する(No.1~4)． $t=4\text{ms}$  になると，図中の矢印で示したように混合気の上端部に「しわ」が観察され(No.5)，それが急激に広がる(No.6)．この現象は，熱発生率経過において熱発生率の急激な上昇の開始と同時期であるので，この「しわ」は熱炎の発生・成長を示していると言える．また，この条件では輝炎は観察されず，混合気の希薄化がディーゼ

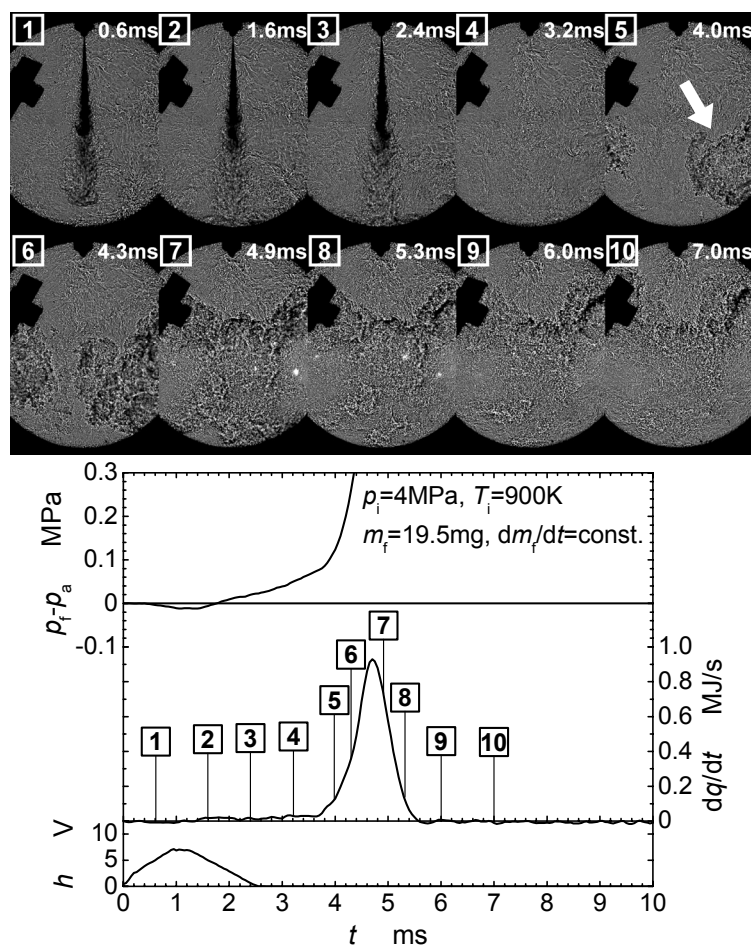


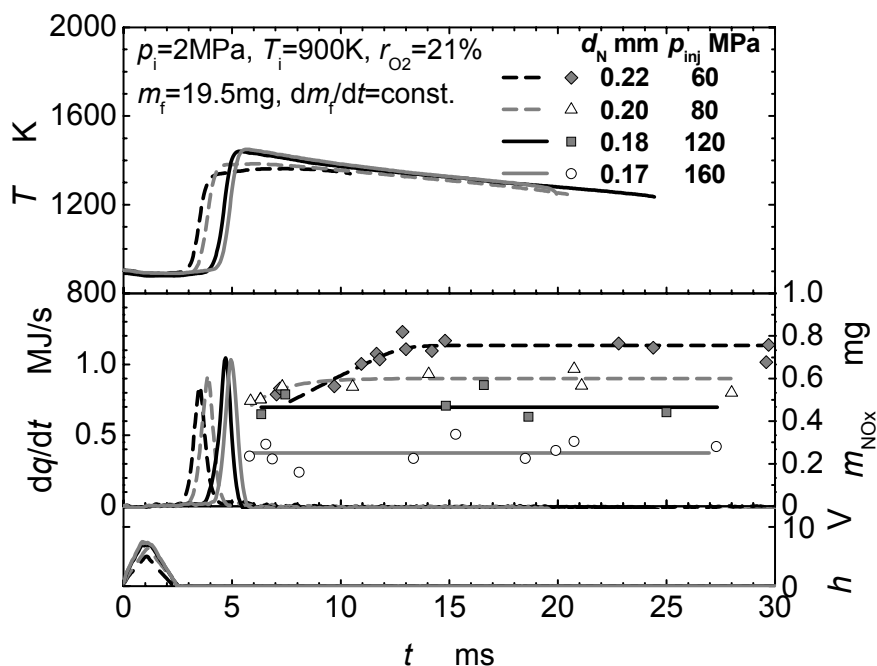
図 4-4 DI-PCCI 条件におけるディーゼル条件における混合気と火炎の発達

ル条件よりも促進されていることを示唆している。

#### 4.3.2. NO<sub>x</sub> 質量の履歴と最終 NO<sub>x</sub> 質量

次に、燃焼中の NO<sub>x</sub> 濃度の履歴を明らかにするため、酸素モル分率  $r_{O_2}$  を 21%、燃料噴射量を  $m_f=19.5\text{mg}$ （総括当量比  $\phi=0.26$ ）に固定し、平均噴射率がほぼ一定になるように噴孔径  $d_N$  と噴射圧力  $p_{inj}$  を変化させて実験を行った。図 4-5 は、そのときの熱発生率  $dq/dt$ 、燃焼室内平均温度  $T$ 、ニードルリフトセンサの出力  $h$ 、ならびに NO<sub>x</sub> 質量  $m_{NO_x}$  の噴射開始からの時間履歴を示す。

$d_N=0.22\text{mm}$ 、 $p_{inj}=60\text{MPa}$  のような比較的混合の遅い条件では、予混合的燃焼の


図 4-5 NO<sub>x</sub> 質量の履歴に及ぼす噴射条件の影響

高い熱発生率の後に、微弱な拡散的燃焼による温度上昇が見られる。この場合には、拡散的燃焼が続く間、徐々に NO<sub>x</sub> 質量が増加して、噴射開始後約 13ms でほぼ一定値に達する。しかし、噴孔径をより小さく、噴射圧力を高めた他の条件では、拡散的燃焼による熱発生が見られない。このとき NO<sub>x</sub> 質量は現状の装置の応答性では追従できないほど立ち上がりが速く、すみやかに一定値に達する。

ここで、実測された NO<sub>x</sub> 濃度変化の意味を明らかにするために、均一混合気の燃焼における NO<sub>x</sub> 生成量・速度について計算を行い、実験結果と比較を行った。簡略化のため、均一 n-ヘプタン - 空気混合気が定容下で瞬時に燃焼して平衡に達し、そのときの温度と組成をもとに拡張 Zeldovich 機構に従って NO が生成されるとして、その濃度推移を計算した<sup>(16)</sup>。ただし NO の初期濃度はゼロ、混合気の初期温度、圧力は実験と同じ 900K、2MPa とし、熱損失は無視した。また、熱発生量が実測の平均と等しくなるように燃料量を調整したので、当量比が 0.21 となった（熱量ベースの燃焼効率 80%に相当）。計算結果によると、平衡断熱火炎温度



は 1497K で実測平均温度よりやや高く、充分時間が経過した後の平衡濃度(質量)は 1.38mg と、実測よりも高いが、混合気が希薄なため生成速度は非常に遅く、平衡濃度の半分に達するまでの時間は約 1700s であった。

すなわち、実測で得られた NO<sub>x</sub> 濃度の増加は均一混合気に比べて非常に速いといえる。これは、混合気濃度が不均一で、NO<sub>x</sub> 生成速度の高い当量比の混合気が含まれることによる。一方、時間が経過した後の NO<sub>x</sub> 濃度が平衡濃度よりも低いのは、図に示した平均温度  $T$  の低下から推定されるように、燃焼室壁面からの熱損失により、燃焼ガス温度が低下するためと考えられる。このように、本実験における NO<sub>x</sub> 生成は、冷却の影響を受けていると考えられるが、図から明らかなように、同じ総括当量比であっても、混合の条件によって NO<sub>x</sub> 濃度が決定付けられる。そこでこれ以降、 $t=15\sim 25\text{ms}$  の期間のように NO<sub>x</sub> 質量が一定となる値を最終 NO<sub>x</sub> 質量  $m_{\text{NO}_x f}$  と定義して噴射条件ならびに酸素濃度との関連を調べる。

#### 4.3.3. 噴射率一定のもとでの噴射条件の影響

前節で示した噴射率一定の実験を、酸素モル分率  $r_{\text{O}_2}=18, 15\%$  についても実施して熱発生率  $dq/dt$  および最終 NO<sub>x</sub> 質量  $m_{\text{NO}_x f}$  を調べ、 $r_{\text{O}_2}=21\%$  の結果とともに図 4-6 および図 4-7 に示す。

$r_{\text{O}_2}=21\%$  において、噴孔径  $d_N$  を小さくし噴射圧力  $p_{\text{inj}}$  を上昇させると熱炎発生時期が遅れ、 $dq/dt$  のピーク値は増加する。このとき、 $m_{\text{NO}_x f}$  は減少する。熱炎発生が遅れるは、混合の促進に伴い噴霧内部の希薄化が促進され、混合気の着火反応の速度が低下するためと考えられる<sup>(9)</sup>。一方、 $dq/dt$  の増加は、 $d_N$  の減少により熱発生後期の微弱な熱発生率が見られなくなることから、混合が遅い場合に拡散的に燃焼していた燃料が、空気と混合されてから燃焼するようになるためと考えられる。この場合、熱発生率が増加しても、混合気の不均一性が弱められているので、NO<sub>x</sub> 生成量は減少する。

酸素モル分率を低下させた  $r_{\text{O}_2}=18, 15\%$  の場合には、 $d_N$  を小さく  $p_{\text{inj}}$  を高くす

ると熱炎発生が遅れるとともに  $dq/dt$  が低下する．この傾向は，酸素モル分率の低下により，熱炎発生までの反応時間が長くなり，その間に混合がさらに進んで，

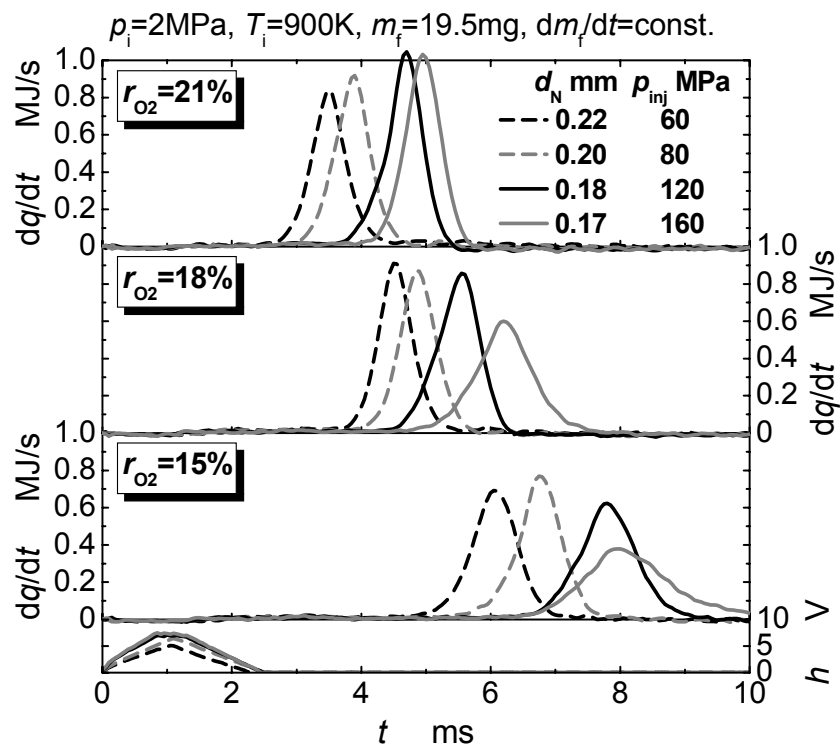


図 4-6 熱発生率経過に及ぼす噴射条件の影響

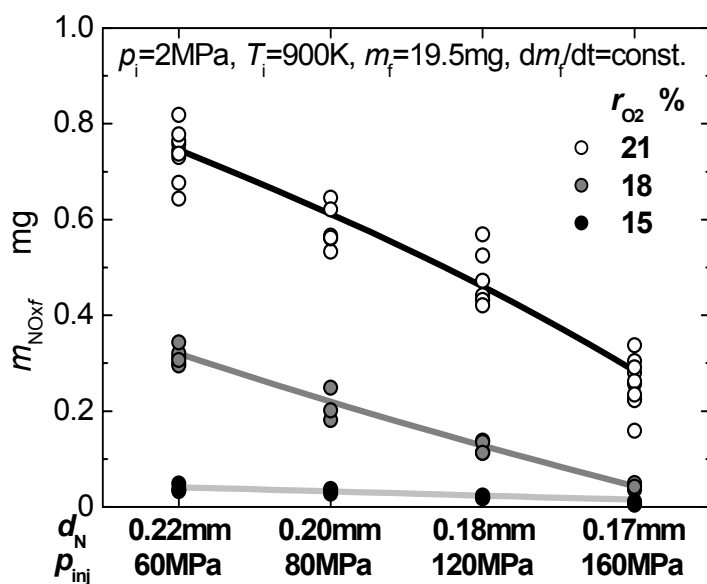


図 4-7 最終 NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす噴射条件の影響

混合気濃度の均一度が高まった場合に見られるものと考えられる．均一混合気の熱炎発生後の燃焼率（圧力上昇率）は当量比の減少とともに低下する<sup>(17)</sup>．上記のように混合気の均一度が高まったうえ，さらに，噴孔の縮小や噴射圧力の上昇により，希薄・均一化を進めると，均一混合気と同様に燃焼率，すなわち熱発生率が低下すると考えられる．

結局， $r_{O_2}$  を低下させたときの熱炎発生の遅れと  $dq/dt$  の低下は， $d_N$  が小さく  $p_{inj}$  が高いほど顕著になる． $m_{NO_{xf}}$  の変化はこの傾向に良く対応し，もっとも噴孔が小さく噴射圧力の高い  $d_N=0.17\text{mm}$ ， $p_{inj}=160\text{MPa}$  の条件で， $r_{O_2}$  を低下させたときの  $m_{NO_{xf}}$  の低下割合が大きい．

#### 4.3.4. 噴射圧力の影響

次に，同一噴孔径で噴射圧力を変化させた際の燃焼特性および NOx 生成について検討を行った．図 4-8 に，噴射量を前述の実験と等しくし，酸素モル分率  $r_{O_2}=21$ ，18%において，噴孔径  $d_N=0.22\text{mm}$  および  $0.18\text{mm}$  について噴射圧力  $p_{inj}$  を変更した際の， $dq/dt$  および  $h$  の履歴を示す．また，この条件で得られた最終 NOx 質量  $m_{NO_{xf}}$  を  $p_{inj}$  で整理した結果を図 4-9 に示す．

図 4-8 によると， $p_{inj}$  を変更したときの  $dq/dt$  の変化は，噴孔径によって大きく異なる．噴孔の大きい  $d_N=0.22\text{mm}$  では， $r_{O_2}$  により熱炎発生時期が変化するものの， $p_{inj}$  による熱炎発生時期および  $dq/dt$  の変化は小さい．これは，噴孔が大きいと噴霧内に導入される空気の流量が燃料流量に対して少なく，また微視混合の速度も低いので<sup>(18)</sup>，噴射圧力を増加させてもなお濃度不均一が残り，反応の速い比較的当量比の高い混合気が常に含まれるためと考えられる．一方，噴孔の小さい  $d_N=0.18\text{mm}$  では， $p_{inj}$  の増加により混合が強められたときの  $dq/dt$  の変化は，図 4-6 に示した結果とよく似た傾向となる．

図 4-9 によると， $r_{O_2}$  の低下により，噴孔径に関わらず  $m_{NO_{xf}}$  が大きく減少するが，噴孔径の小さい  $d_N=0.18\text{mm}$  のほうが  $m_{NO_{xf}}$  は低い．なお， $d_N=0.18\text{mm}$ ，

$p_{inj}=60\text{MPa}$  の条件で NO<sub>x</sub> がかなり低くなったが、これは図 4-8 に示したように、噴射期間が長く、噴射終了前に熱炎の発生が起こるため、拡散的燃焼による微弱

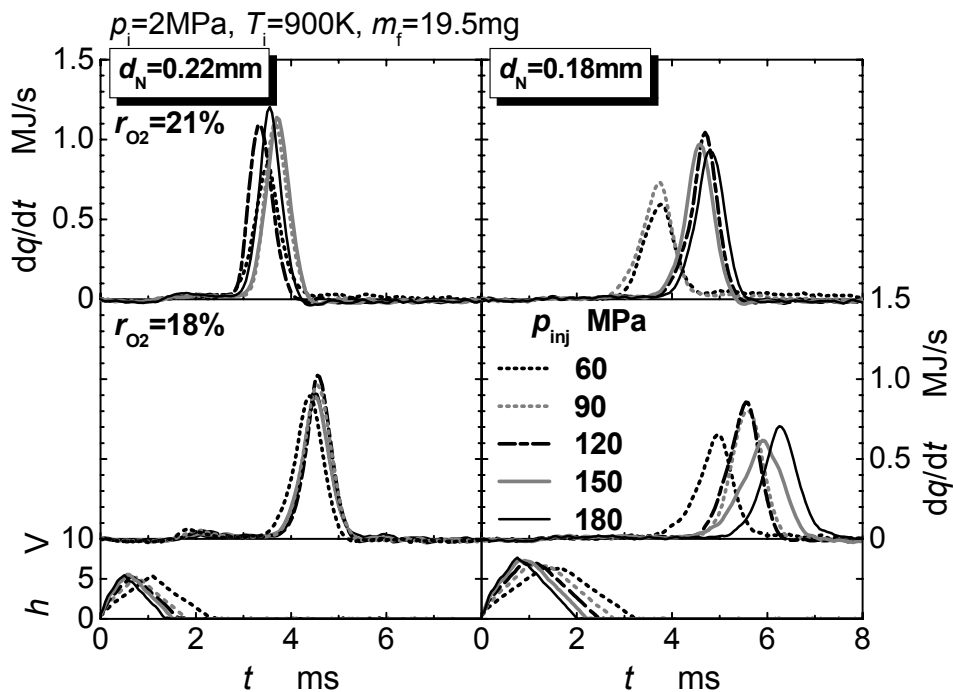


図 4-8 熱発生率経過に及ぼす噴射圧力の影響

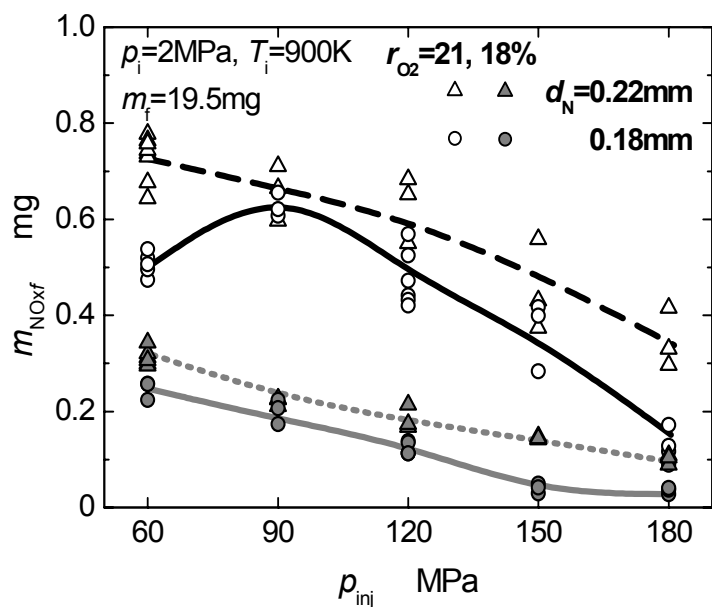


図 4-9 最終 NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす噴射圧力の影響

な熱発生が長く続き、この間に容器壁面からの冷却により混合気温度が低下したのが原因と推察される。この条件を除くと、噴孔径による  $m_{\text{NO}_x f}$  の差は、噴射圧力が高いほど大きくなる。

#### 4.3.5. 噴射量の影響

前節までの結果から、噴孔を小さくした上で噴射圧力を上昇させると NO<sub>x</sub> 生成量が特に少なくなることがわかった。これは、充分空気が導入されて混合気の平均当量比が下がるのに加え、当量比の頻度分布の広がりが小さくなって、NO<sub>x</sub> 生成速度の速い当量比の範囲に入る混合気量が減るためと考えられる。しかし噴射量が増加すると、平均当量比、当量比の広がりがともに大きくなり、NO<sub>x</sub> 生成の抑制に限界を生じる可能性がある。そのためここでは、噴射期間の変更により噴射量を変化させた際の NO<sub>x</sub> 生成への影響を調べた。酸素モル分率  $r_{\text{O}_2}=21$  および 18% において、平均噴射率がほぼ等しい  $d_N=0.22\text{mm}$   $p_{\text{inj}}=60\text{MPa}$  および  $d_N=0.17\text{mm}$  ,  $p_{\text{inj}}=160\text{MPa}$  の二つの噴射条件について噴射量  $m_f$  を 12.3~39.0mg の範囲で変更した際の  $dq/dt$  および  $h$  の履歴を図 4-10 に示す。

$d_N=0.22\text{mm}$  ,  $p_{\text{inj}}=60\text{MPa}$  の条件では、熱炎の発生時期は  $r_{\text{O}_2}$  によって決まり、 $m_f$  の影響を受けない。また、もっとも噴射量が少ない  $m_f=12.3\text{mg}$  で他より  $dq/dt$  が低いのを除くと、 $m_f$  の増加により  $dq/dt$  ピークはほとんど変化せず、熱発生後期の微弱な拡散的燃焼の熱発生率が上昇する。一方、噴孔が小さく噴射圧力が高い  $d_N=0.17\text{mm}$  ,  $p_{\text{inj}}=160\text{MPa}$  でも、非常に遅い時期に熱発生が生じる  $m_f=12.3\text{mg}$  ,  $r_{\text{O}_2}=18\%$  の条件を除くと、熱炎発生時期は酸素モル分率  $r_{\text{O}_2}$  によってほぼ決まる。ただし、同じ  $r_{\text{O}_2}$  において、熱炎発生は  $d_N=0.22\text{mm}$  ,  $p_{\text{inj}}=60\text{MPa}$  に比べて遅く、熱発生後期の微弱な拡散的燃焼も見られない。すなわち、希薄・均一化が進んでいるといえる。この場合には、 $m_f$  の増加に伴って  $dq/dt$  のピークが上昇する。特に、 $m_f=12.3\sim 27.3\text{mg}$  の範囲で、 $dq/dt$  の上昇が急激である。

図 4-11 に図 4-10 と同じ雰囲気条件で、前記条件と同等の平均噴射率となる

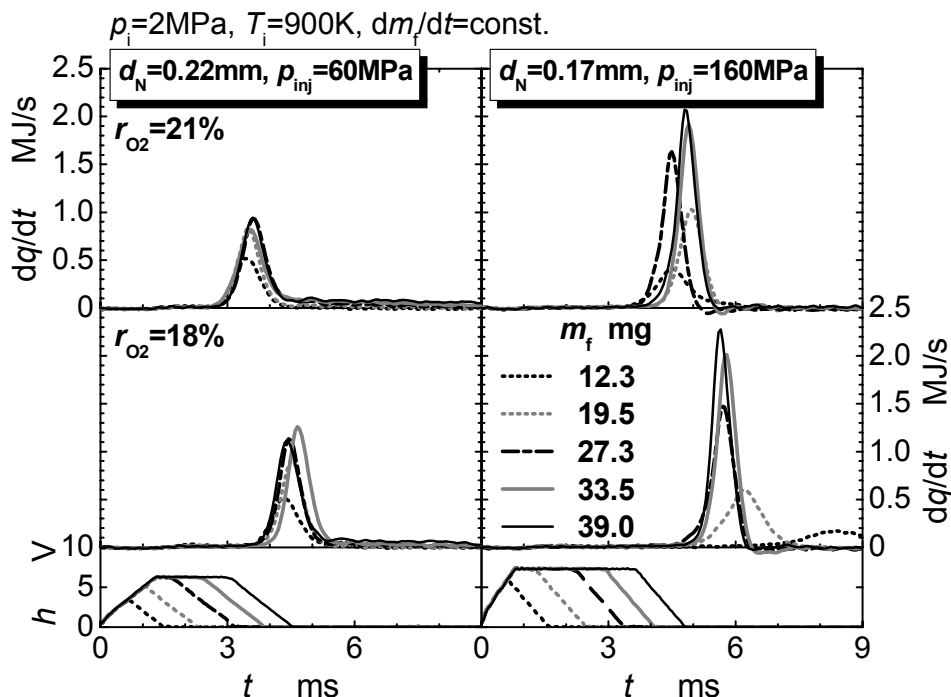


図 4-10 熱発生率経過に及ぼす噴射量の影響

$d_N=0.18\text{mm}$   $p_{inj}=120\text{MPa}$  のデータを加えた最終 NOx 質量  $m_{NOxf}$  の計測結果を示す．図中には， $m_{NOxf}$  を熱発生率から計算した総発生熱量  $q_t$  で除した  $m_{NOxf}/q_t$  も表示した．なお，プロットは，各条件で実施した 3 回以上の実験結果の平均値である．

噴射量  $m_f$  の増加とともに  $m_{NOxf}$  は増加する傾向を示し，酸素モル分率  $r_{O_2}$  が低くなると  $m_{NOxf}$  および  $m_{NOxf}/q_t$  が低下する． $m_{NOxf}/q_t$  は， $d_N=0.22\text{mm}$ ， $p_{inj}=60\text{MPa}$  の条件では， $m_f$  とともに最初は増加するが， $m_f$  が  $19.5\text{mg}$  ( $r_{O_2}=21\%$  で  $\phi=0.26$ ) 以上になるとほぼ一定値となる．噴孔が小さく噴射圧が高い他の噴射条件でも同様の変化が見られるが， $m_f$  が  $27\text{mg}$  ( $r_{O_2}=21\%$  で  $\phi=0.36$ ) までは， $dq/dt$  の増加とともに  $m_{NOxf}/q_t$  が増加し，それ以降ほぼ一定となる．

$m_f$  が  $27\text{mg}$  より小さい範囲では，噴孔を小さく，噴射圧を高めるほど  $NOx/q_t$  が低くなるが， $m_f$  をそれ以上にすると，噴射条件による差が小さくなる．すなわち，噴射量が少ない範囲では，混合気の均一・希薄化を促進すると，NOx 生成量を減らせるが，噴射量がある程度以上になると，発生熱量を増やせば，それだけ

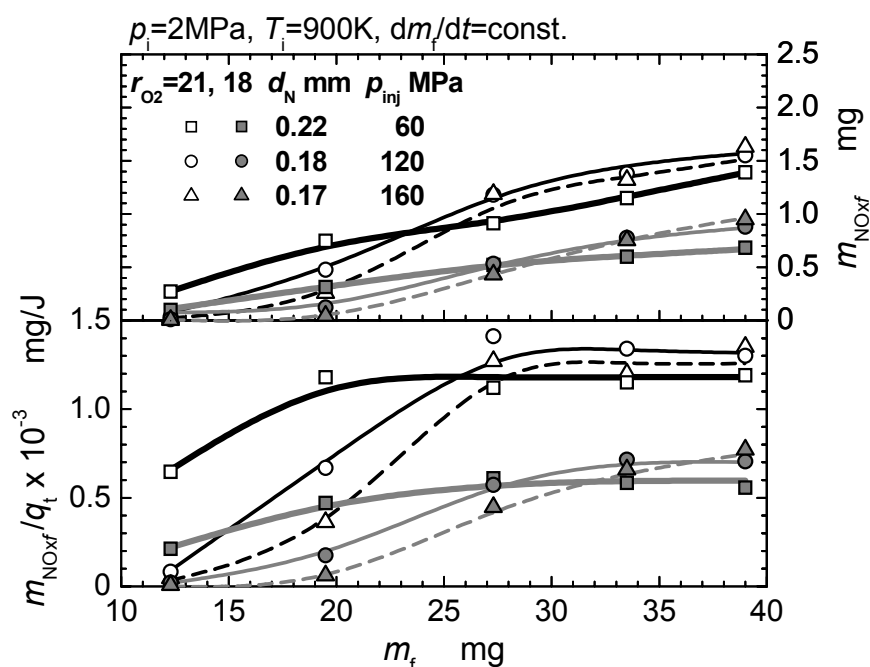


図 4-11 NOx 生成量に及ぼす噴射量の影響

NOx 生成量が増えるようになり，本実験の範囲内では，噴射条件の選択によって NOx 生成を抑えることが難しくなる．これは，前にも触れたように，総括当量比の増加によって，混合気が NOx 生成速度の速い当量比の範囲に滞留するのを防ぎにくくなるためと考えられる．

#### 4.3.6. 混合期間と NOx 生成量

ここでは，以上のデータをもとに，NOx 生成と混合の関係について整理を試みる．試験機関を用いた DI-PCCI 燃焼の研究<sup>(19)(20)</sup>から，燃料噴射が終了してから熱炎が発生するまでの期間（混合期間）が，混合の度合いと関連することが指摘されている．そこで本研究ではこれに準じて，2.2 節で定義した混合期間  $\tau_{\text{mix}}$  で発生熱量あたりの最終 NOx 質量  $m_{\text{NOx}}/q_t$  を整理した．図 4-12 に，その結果を示す．図には，図 4-11 に示した三通りの噴射条件について，噴射量  $m_f$  を 19.5mg および 33.5mg としたデータを選び，さらにこれらの噴射条件と噴射量について酸素モル

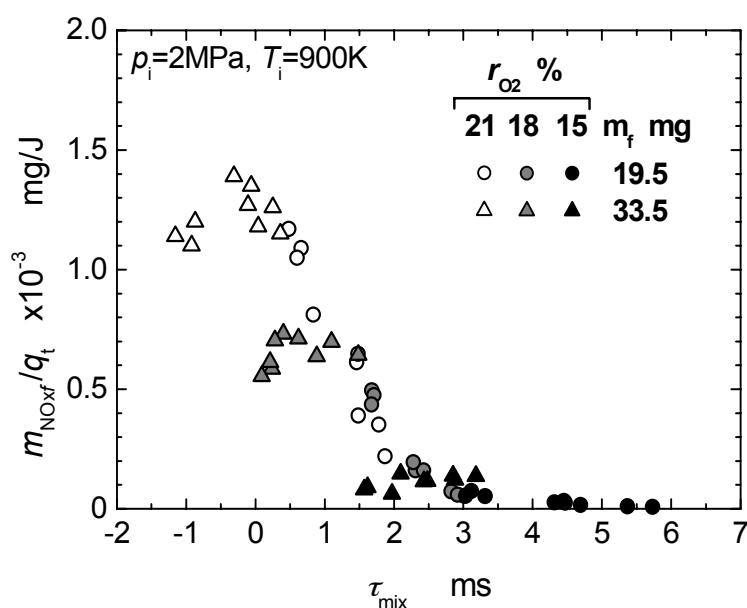


図 4-12  $m_{\text{NOx}}/q_t$  に及ぼす混合期間の影響

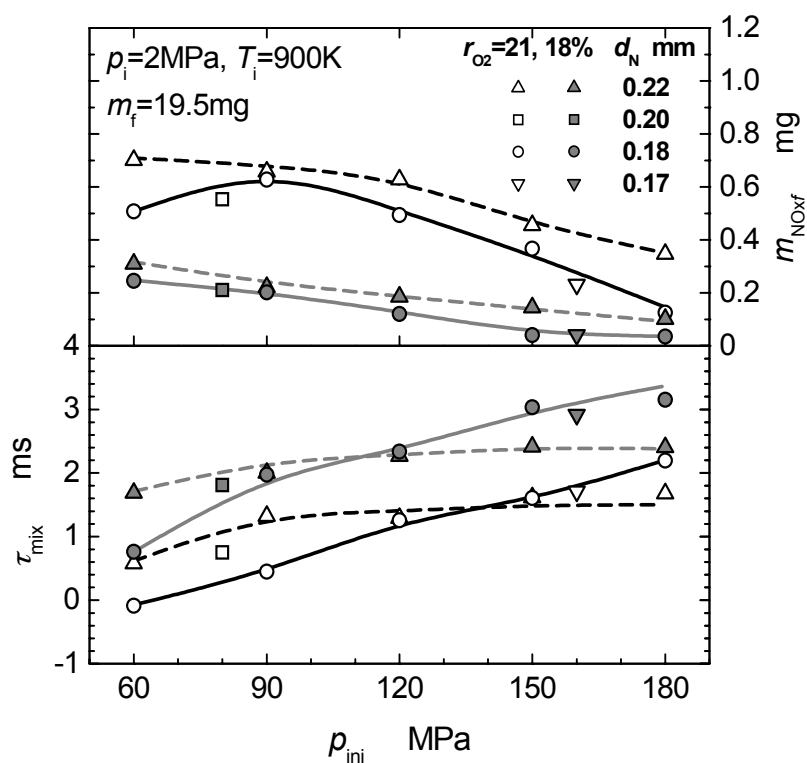
分率  $r_{\text{O}_2}$  を 15%とした実測結果を加えて表示した．図中のプロットは  $m_f$  ならびに  $r_{\text{O}_2}$  ごとに記号を区別したが，噴射条件の違いは区別していない．

噴射量が少ない  $m_f=19.5\text{mg}$  では，噴孔の縮小と噴射圧力の増加による混合の促進や酸素モル分率の低下により， $\tau_{\text{mix}}$  が約 0.5ms から 3ms に増加する間に  $m_{\text{NOx}}/q_t$  が急激に減少する．ただし， $\tau_{\text{mix}} > 3\text{ms}$  のごく低い  $m_{\text{NOx}}/q_t$  となる条件は  $r_{\text{O}_2}=15\%$  のときのみ実現できる．一方噴射量が多い  $m_f=33.5\text{mg}$  では，前述のように噴射条件によって  $m_{\text{NOx}}/q_t$  が影響を受けにくい．この傾向は  $r_{\text{O}_2}$  を 15%として  $\tau_{\text{mix}}$  が長くなっても変わらず，酸素モル分率の低下のみが NOx 生成を抑える要因となる．

このように，噴射量が少ない条件では，混合の促進と酸素モル分率の低下の組み合わせによって混合期間を確保すると，NOx 生成を抑えることができるが，噴射量が多い場合には，混合の促進による混合期間の確保が必ずしも NOx 抑制にはつながらない．

次に，噴射条件と混合期間  $\tau_{\text{mix}}$  との関連について検討した．図 4-13 に，混合の影響が強く現れた噴射量  $m_f=19.5\text{mg}$  において， $\tau_{\text{mix}}$  と  $m_{\text{NOx}}$  を噴射圧力  $p_{\text{inj}}$  で整理



図 4-13 噴射条件が混合期間と最終 NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす影響

した結果を示す．なお，図中のプロットは 3 回以上の実測値の平均である．酸素モル分率  $r_{O_2}$  に関わらず噴射圧力  $p_{inj}$  を上げると  $\tau_{mix}$  は長くなり，それに伴い  $m_{NOxf}$  も減少する．特に， $d_N=0.18\text{mm}$  を用いた方がより  $\tau_{mix}$  が増加する．これは，図 4-8 に示したように， $p_{inj}$  の上昇に伴う熱炎発生が遅れによるものである．また， $\tau_{mix}$  がほぼ等しい  $d_N=0.22\text{mm}$ ， $p_{inj}=120\text{MPa}$  と  $d_N=0.18\text{mm}$ ， $p_{inj}=120\text{MPa}$  では，後者の方が  $m_{NOxf}$  は低い．これは，後者では噴孔径が小さいので，同じ  $\tau_{mix}$  であっても混合気の均一化が速く進むためである．

#### 4.4. 結言

定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置により，定容の下で DI-PCCI 燃焼を模擬して NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件の影響を調べた結果，以下の知見を得た．

- (1) 同一酸素モル分率で、噴射率を固定して小噴孔径と高い噴射圧力を用いると熱炎の発生が遅れ、最終 NO<sub>x</sub> 質量は低減する。特に酸素モル分率が低い場合に小噴孔径と高い噴射圧力とすると、熱炎発生が遅れに加えて熱発生率が低下し、最終 NO<sub>x</sub> 質量はさらに大きく減少する。
- (2) 同一噴孔径で噴射圧力を上げると、最終 NO<sub>x</sub> 質量は減少する。このとき、より小さい噴孔径を用いて希薄化・均一化を促進すると、特に噴射圧力が高いときに最終 NO<sub>x</sub> 質量の減少が大きくなる。
- (3) 酸素モル分率に関わらず、噴射量が多くない場合は、結論(1)、(2)に示したように、混合を速めることにより発生熱量当りの最終 NO<sub>x</sub> 質量  $m_{\text{NO}_x}/q_t$  は減少するが、噴射量のある程度以上に増加させると、噴射条件が  $m_{\text{NO}_x}/q_t$  に及ぼす影響が小さくなる。
- (4) 噴射量が少ない条件では、混合の促進と酸素モル分率の低下の組み合わせによって混合期間を確保すると、NO<sub>x</sub> 生成を抑えることができる。このとき、等しい混合期間でも混合が速く進む条件の方が、NO<sub>x</sub> は少ない。一方、噴射量が多い場合には、本研究の噴射条件の範囲内では混合の促進による混合期間の確保が必ずしも NO<sub>x</sub> 抑制にはつながらない。ただし、この場合でも、酸素モル分率の低下により NO<sub>x</sub> 生成量は減少する。

本章で得られた知見から、噴孔を小さくすることで、混合期間を確保できる上、均一化速度も高まるので、NO<sub>x</sub> 生成抑制に有利となることが明らかになった。しかし、噴射期間を長くし噴射量を増加させると、図 4-10 ならびに 4-11 に示したように、混合期間が短くなり NO<sub>x</sub> の抑制が困難になるため、更なる EGR 率の増

加，もしくは混合をさらに促進して混合気の希薄化および均一化を図ることが必要となる．

## 参考文献

- (1) 古谷・川島・太田，超希薄予混合圧縮自着火機関試案，日本機械学会論文集，Vol.62，No.595，B(1996)，pp.1240-1246．
- (2) M. Christensen, B. Johansson, P. Amnéus, and F. Mauss, Supercharged Homogeneous Charge Compression Ignition, SAE Paper No.980787, (1998).
- (3) 柳原，新しい混合気形成法によるディーゼルの NO<sub>x</sub>・煤同時低減，日本機械学会論文集，Vol.63，No.606，B(1997)，pp.724-729．
- (4) 武田・中込・新村，早期燃料噴射による希薄予混合ディーゼル燃焼の排出物特性，日本機械学会論文集，Vol.62，No.599，B(1996)，pp.2887-2894．
- (5) 原田・浅海・青柳，直接噴射式希薄予混合圧縮着火機関における着火時期制御に関する研究，日本機械学会論文集，Vol.68，No.670，B(2002)，pp.1827-1832．
- (6) 島崎，予混合化ディーゼル機関の実用化，自動車技術，Vol.57，No.9，(2003)，pp.59-64．
- (7) T. Ishiyama, M. Shioji and T. Ihara, Analysis of ignition processes in a fuel spray using an ignition model including turbulent mixing and reduced chemical kinetics, International Journal of Engine Research Vol.4, No.3, (2003), pp.155-162.
- (8) 島崎・西村，上死点近傍燃料噴射による予混合型ディーゼル燃焼の排気改善，自動車技術会論文集，Vol.34，No.1，(2003)，pp.53-58．
- (9) T. Ishiyama, T. Ihara, M. Shioji and A. Katsuura, Modeling and Experiments on Ignition of Fuel Sprays Considering the Interaction Between Fuel-Air Mixing and Chemical Reactions, SAE Paper No.2003-01-1071, (2003).
- (10) 石山・池上・中谷・大谷・中井，ディーゼル機関の排気に及ぼす噴射圧力と排気再循環の影響，日本機械学会論文集，Vol.66，No.646，B(2000)，pp.1578-1585．
- (11) 村田・川野・草鹿・大聖・鈴木・石井・後藤・小高，可変バルブタイミングによる予混合ディーゼル燃焼の中速中負荷域への適用，自動車技術会論文集，Vol.36，No.6，(2003)，pp.53-58．
- (12) 井原・塩路・石山・勝浦，n-ヘプタン噴霧における着火遅れの温度依存性に及ぼす混合の影響，日本機械学会論文集，Vol.69，No.685，B(2003)，pp.2130-2137．
- (13) 島崎・西村，上死点近傍燃料噴射による予混合型ディーゼル燃焼の排気改善，自動車技術会論文集，Vol.34，No.1，(2003)，pp.53-58．
- (14) D. L. Siebers, Ignition Delay Characteristics of Alternative Diesel Fuels: Implications on Cetane Number, SAE Transactions, Vol.94, Paper No.852102, (1985), pp.673-686.
- (15) 石山・三輪・渡部・東田，ディーゼル燃焼における熱発生率経過が NO<sub>x</sub> 濃度履歴に及

- ぼす影響, 日本機械学会論文集, Vol.62, No.598, B(1996), pp.2521-2527.
- (16) 塩路・朱・佐藤・池上, 希薄燃焼ガス機関の窒素酸化物生成に及ぼす混合気濃度不均一の影響, 日本機械学会論文集, Vol.61, No.588, B(1995), pp. 3092-3098.
- (17) S. Tanaka, F. Ayala, J. C. Keck and J. B. Heywood, Two-stage Ignition in HCCI Combustion and HCCI Control by Fuels and Additives, Combustion and Flame, Vol.132, (2003), pp.219-239.
- (18) 石山・池上・中谷・大谷・中井, ディーゼル機関の排気に及ぼす噴射圧力と排気再循環の影響, 日本機械学会論文集, Vol.66, No.646, B(2000), pp.1578-1585 .
- (19) N. Shimazaki, T. Tsurushima and T. Nishimura, Dual-Mode Combustion Concept With Premixed Diesel Combustion By Direct Injection Near Top Dead Center, SAE Paper No.2003-01-0742, (2003).
- (20) K. Okude, K. Mori, S. Shiino and T. Moriya, Premixed Compression Ignition (PCI) Combustion for Simultaneous Reduction of NO<sub>x</sub> and Soot in Diesel Engine, SAE Paper No.2004-01-1907, (2004).

## 第5章

### DI-PCCI 燃焼における混合過程と NO 生成の数値解析

#### 5.1. 緒言

第4章において、定容燃焼装置により燃料噴射開始時の雰囲気圧力と雰囲気温度をそれぞれ、2MPa および 900K に設定することで、長い着火遅れの後に予混合的燃焼が起こるという DI-PCCI 燃焼の熱発生率の特徴が再現できた。この条件の下で、定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置を用いて NO<sub>x</sub> 濃度計測を行い、NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件および雰囲気酸素モル分率の影響を調べた。その結果、燃焼室内の NO<sub>x</sub> 質量は熱発生期間中に急激に増加し、熱発生終了時期には一定の質量(最終 NO<sub>x</sub> 質量)を示すことが分かった。また、小さい噴孔径と高い燃料噴射圧力を用いて燃料と空気の混合を促進すると、熱炎の発生時期が遅れ、それに伴い最終 NO<sub>x</sub> 質量が減少する。この効果は雰囲気酸素モル分率が低い条件においてさらに強まる。また、このような混合促進による NO<sub>x</sub> 低減効果は噴射量が低い条件においては顕著であるが、噴射量がある一定以上になると、単位発生熱量あたりの最終 NO<sub>x</sub> 質量に及ぼす噴射条件の影響が弱くなる。

本章においては、上記のような実験で得られた NO<sub>x</sub> 濃度の傾向の理由について考察するために、着火・燃焼モデルにより混合過程と NO 生成の関係について数値解析を行う。その際、DI-PCCI 燃焼では着火に及ぼす化学反応の寄与度が高いので、着火時期の予測精度を向上させるために反応モデルを調節する。本着火・燃焼モデルを用いて実験結果を考察し、混合過程と NO<sub>x</sub> 生成の関係を明らかにし、DI-PCCI 燃焼において低 NO<sub>x</sub> 燃焼実現のための燃焼制御方針を提案する。

## 5.2. DI-PCCI 燃焼を記述する着火・燃焼モデル

DI-PCCI 燃焼においては，着火遅れが長いので着火過程における化学反応の影響度が相対的に大きくなり，着火過程への混合の影響度と同程度になる．このような燃焼場を解析するためには，混合過程と化学反応過程の同時進行を表現できるモデルを用いる必要がある．

そこで本研究では，第 3 章で用いた着火・燃焼モデルを用いる．しかし，DI-PCCI 燃焼では着火に及ぼす化学反応の寄与度が高いので，オリジナルの反応モデルのままでは実験の着火遅れが再現できない可能性がある．そのため，着火時期の予測精度を向上させるため，均一混合気における熱炎発生時期や温度履歴が詳細反応モデルの結果を再現できるように反応モデルを調節する．本章で使用した着火・燃焼モデルは第 3 章と同じであるため，本節では，化学反応モデルの調整について述べる．

### 5.2.1. 化学反応モデルの調整

本研究で用いた化学反応モデルは，式(3-13)に示した Schreiber らの 5 段準総括反応モデル<sup>(1)</sup>である．しかし，DI-PCCI 燃焼においては，第 2 章の反応モデルのままでは実験で得られた着火遅れを再現できないことが予測される．図 5-1 は，計算と実験において得られた熱発生率経過を比較した結果である．雰囲気条件は，第 4 章の定容燃焼実験を模擬して燃料噴射開始時の雰囲気圧力  $p_i$  および雰囲気温度  $T_i$  は，それぞれ 2MPa と 900K である．噴射条件については，実験では噴孔径  $d_N=0.22\text{mm}$ ，噴射圧力  $p_{inj}=60\text{MPa}$ ，噴射量  $m_f=19.5\text{mg}$  で，計算については，実験と同一の噴孔径と噴射期間を与えて計算を行った．従来から使用している速度定数<sup>(2)</sup>を用いた計算結果は実測よりも着火遅れが短く，熱発生率経過においても，実測ではほとんど観測されない拡散的燃焼が計算結果では明確に見られる．

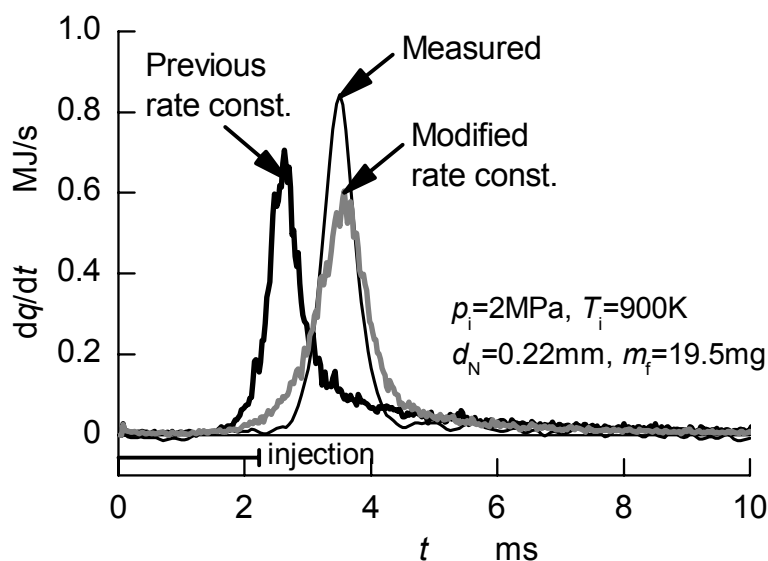


図 5-1 計算結果と実験結果の熱発生率経過の比較

このような実測と計算の熱発生率経過の違いの原因を明らかにするため，均一混合気における温度履歴を計算し，Curran らの詳細反応モデル<sup>(3)</sup>の結果と比較を行った．図 5-2 は，当量比 $\phi$ が 0.4，1.0 および 2.6 の時の均一混合気における温度履歴を Curran らの詳細反応モデルと比較した結果である．ここで，噴霧内部の混合気の状態を模擬するため，各当量比での温度は，各当量比で 900K の空気と 300K の燃料が混合したときの温度を初期温度として与えた．

従来速度定数を用いた計算結果は，当量比が高い $\phi=2.6$ において，熱炎発生時期が詳細反応モデルよりも早いことを示しており，これが実測の熱炎発生時期よりも早くなる原因の一つと考えられる．さらに，当量比が低い $\phi=0.4$ では，冷炎による最初の温度上昇と到達温度が，従来速度定数を用いたモデルと詳細反応モデルでは大きく異なっており，同様の傾向は $\phi=1.0$ の時にも確認できる．このように，従来のモデルでは熱炎の発生が詳細モデルよりも早いことと，冷炎の温度上昇の予測精度に問題がある．そこで，これらの問題を解決するために，以下の二つの修正を Schreiber モデルに施した．

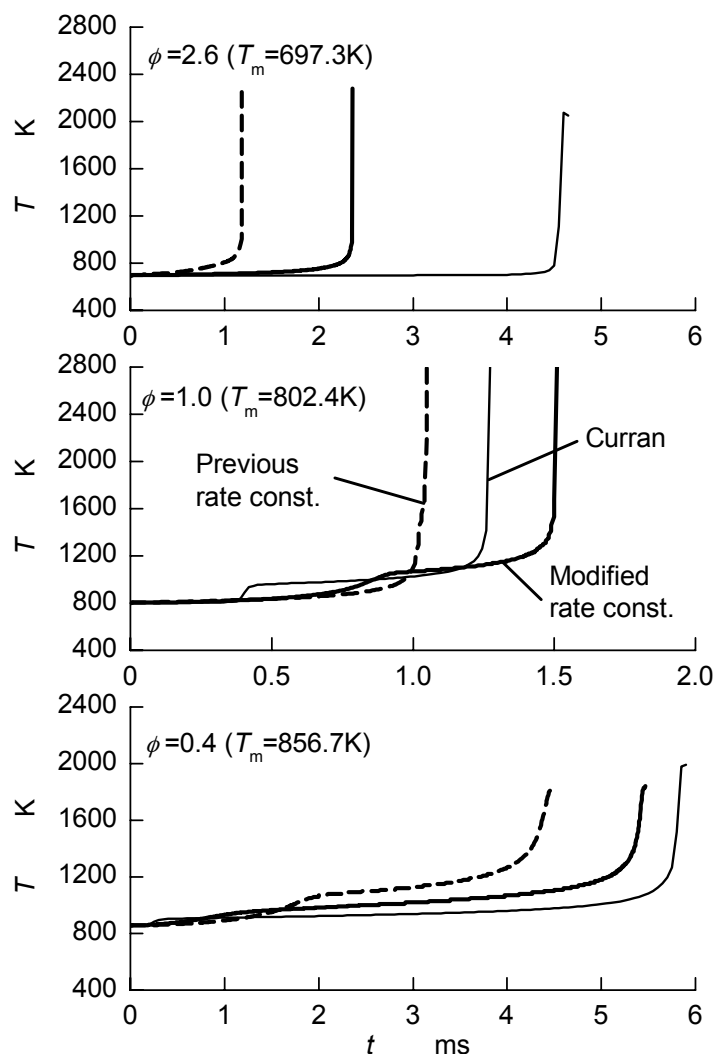


図 5-2 均一混合気における温度履歴の詳細モデルとの比較

- (1) 高当量比条件において、熱炎発生時期を詳細反応モデルに近づけるために、 $3+$ の反応による化学種の増加を決定する式を以下の式(5-1)のように変更する。

$$R_{3+} = k_{3+} [F]^a [O_2]^b [M] (p/p_0)^{-2.2} C_{3+} \quad (5-1)$$

ここで、 $[F]$ 、 $[O_2]$ および $[M]$ は燃料、酸素および全化学種の濃度である。 $p$ は圧力を示し、 $p_0$ は参考圧力(1MPa)を表す。 $C_{3+}$ は、オクタン価を記述する燃料種に依存した定数であり、 $n$ -ヘプタンの場合には 11 である。本研究では、 $[F]$ と $[O_2]$ に乗



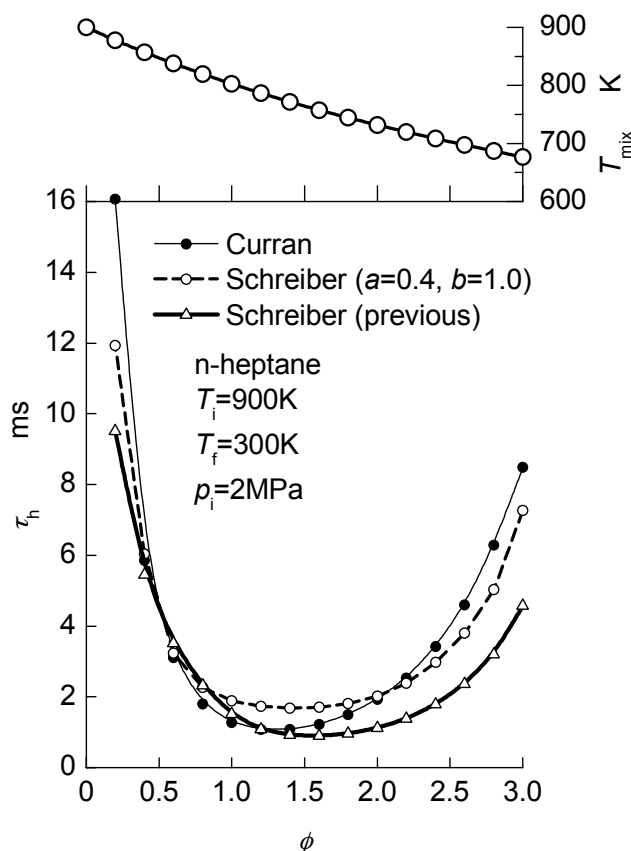


図 5-3 熱炎発生遅れの当量比依存性

数を与え、これを調整することで高当量比側での熱炎発生時期を調整する． $a$  および  $b$  の乗数はそれぞれ 0.4 と 1.0 を選択した．この修正を行ったときの、均一混合気における熱炎発生遅れの当量比依存性を比較した結果を図 5-3 に示す．なお、圧力は  $p_i=2\text{MPa}$  に固定し、初期温度  $T_{mix}$  は  $T_i=900\text{K}$  の空気と  $T_f=300\text{K}$  の燃料を各当量比で混合したときの温度を用いた．ここで、熱炎発生遅れは、最高温度の 95% に達した時刻とする．この結果から、 $a$  および  $b$  の乗数を 0.4 と 1.0 を用いることで、従来のモデルの高当量比側の熱炎発生遅れが詳細モデルに近づく．

- (2) 冷炎の温度上昇の予測精度を高めるために、表 5-1 のように 1, 2 および 5 番目の反応の頻度因子を増加させる．

表 5-1 n-ヘプタンの反応速度定数

Reaction number	Activation energy $E_i$ [kJ/mol]	Frequency factor $A_i$ [mol m <sup>3</sup> s]	
		Previous	Modified
1	150.1	$5.0 \times 10^8$	$1.0 \times 10^9$
2	59.9	$7.0 \times 10^6$	$1.4 \times 10^7$
3+	162.1	$3.85 \times 10^{10}$	←
3-	311.8	$1.2 \times 10^{27}$	←
4	41.6	$2.0 \times 10^8$	←
5	137.2	$1.0 \times 10^9$	$5.0 \times 10^9$

(Rate expression:  $k_i = A_i \exp[-E_i/(RT)]$ )

(1)の修正に加え，この修正を施したときの均一混合気の温度履歴  $T$ ，各反応の濃度変化率  $R$  および 3+と 3-の反応の I の濃度変化率の差  $R_{3+}-R_{3-}$ を図 5-4 に示す．(a)には，反応式 5 の反応の頻度因子  $A_5$  を 5 倍にしたときの結果を，(b)には，(a)に加え， $A_1$  と  $A_2$  をそれぞれ 2 倍にしたときの結果を示す．なお，図 5-2 と同様に圧力は 2MPa とし，当量比を  $\phi=1$  に設定し混合温度( $T_m=802.4K$ )にて計算を行った．ここで，濃度変化率  $R$  とは各反応による化学種生成速度であり， $R_1, R_2, R_{3+}, R_{3-}, R_4$  および  $R_5$  は，それぞれ， $d[X]/dt, d[P]/dt, d[I]/dt, -d[I]/dt, 2d[Y]/dt$  および  $d[P]/dt$  を意味する．

(a)において， $R_{3+}-R_{3-}$ の変化から，冷炎反応による温度上昇は，3-に対して 3+の反応が速く，ここで生成された I が反応式 4, 5 の経路で消費され発熱が起きることと生じることが分かる．しかし，この発熱は，3+と 3-による I の生成と消滅の速度が釣り合うと，緩やかになる．この後は，最初に生じた I が反応式 4, 5 によって消費されながらゆっくりとした発熱が起きるが，そのうち，反応式 1, 2 の経路からの発熱が大きくなり，熱炎すなわち急激な温度上昇に至る． $A_5$  を 5 倍にすると，I の消費が早くなるので，冷炎の発生時期が早くなる．しかしこれだけでは 3+と 3-による I の生成と消滅の速度が釣り合ってから温度上昇が遅いので，

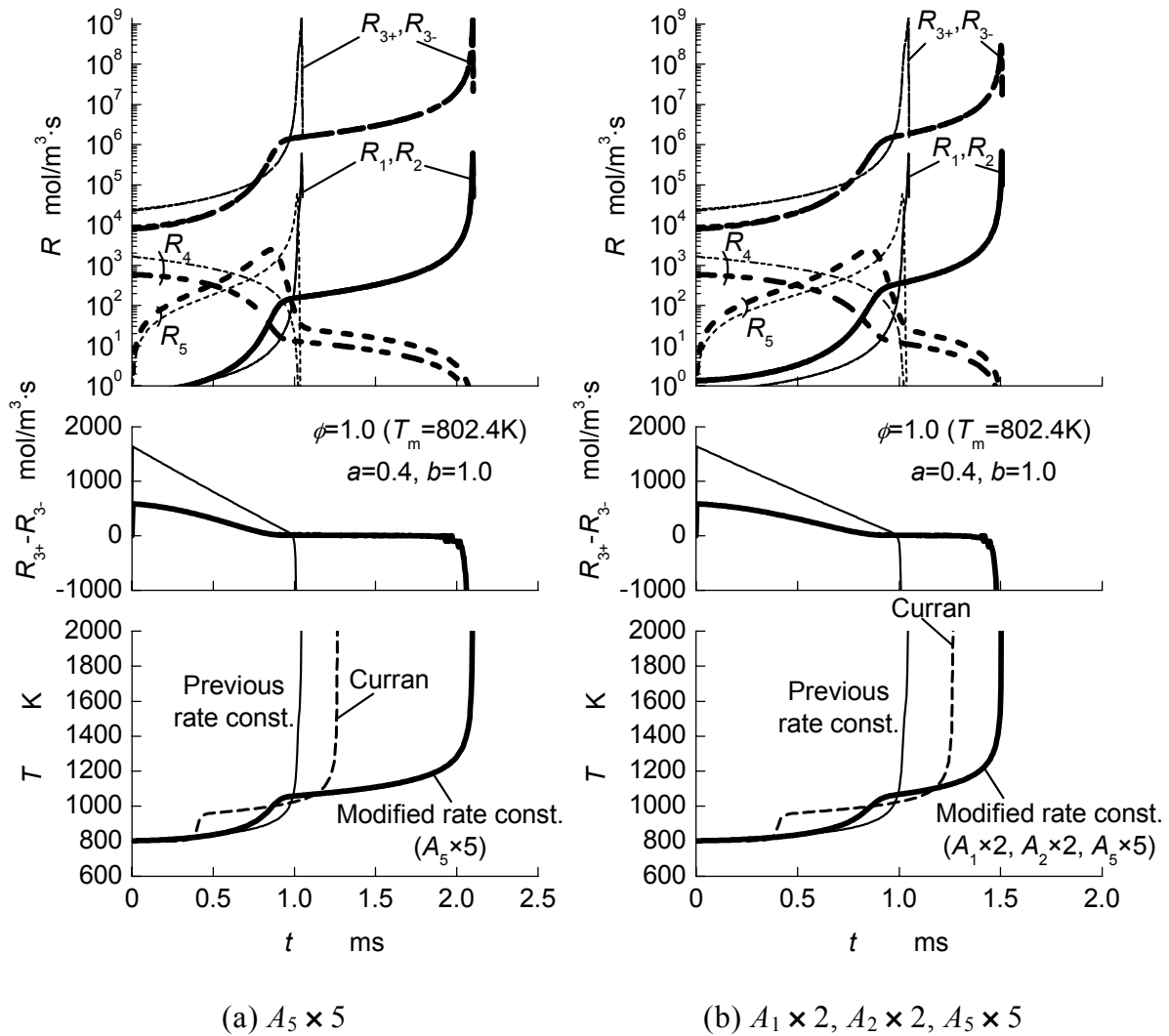


図 5-4 温度，濃度変化率の時間履歴

熱炎の発生時期が遅れてしまう．そのため，(b)に示すように， $A_1$  と  $A_2$  をそれぞれ 2 倍にして，熱炎発生時期を早めた．このような方法で修正を行うことで，冷炎の温度履歴と熱炎発生時期を詳細反応モデルの結果に近づけた．

このモデルによって，3 種類の当量比で均一混合気の温度履歴を計算した結果を図 5-2(Modified rate const.)に示した．本モデルは，冷炎発生時期や熱炎発生時期の再現精度向上のためにはなお検討の余地があるが，上記の修正によって大きな改善が得られたといえる．このモデルを着火・燃焼モデルに適用し，DI-PCCI 燃焼の計算を行った結果を図 5-1(Modified rate const.)に示す．修正されたモデルでは，

熱発生率経過のピーク時期が実験結果とほぼ一致していることが示された。なお、更なる温度履歴の予測精度向上には、より詳細な化学反応モデル<sup>(4)~(7)</sup>により着火過程を記述することが求められると考えられる。

### 5.2.2. 計算条件

本研究における計算条件は、第4章において全量ガスサンプリングを実施した定容燃焼実験に対応させ、燃焼室容積を  $V_c=150\text{cm}^3$ 、雰囲気条件を  $p_i=2\text{MPa}$ 、 $T_i=900\text{K}$  に固定した。また、雰囲気中の酸素モル分率  $r_{O_2}$  は 21、18 および 15% に変化させた。噴射条件は噴孔径を  $d_N=0.22\sim 0.18\text{mm}$  の範囲で変更し、噴射率は  $dm_f/dt=7.96\text{g/s}$  で一定とした。燃料を n-ヘプタンとし、噴射量  $m_f$  は 11.5~37.9mg(総括当量比  $\phi_{ov}=0.15\sim 0.47$ ) の範囲で変化させた。

## 5.3. 計算結果および考察

### 5.3.1. DI-PCCI 燃焼における熱発生率経過と NO<sub>x</sub> 生成特性

DI-PCCI 燃焼における着火、熱発生率および NO 生成の関係を明らかにするために標準の雰囲気条件および噴射条件( $d_N=0.22\text{mm}$ 、 $m_f=19.5\text{mg}$  ( $\phi_{ov}=0.26$ )、 $\Delta t_j=2.45\text{ms}$ 、 $r_{O_2}=21\%$ )の下で計算を行った。この際、熱損失は考慮せず、断熱条件で計算を行った。図 5-5 に、圧力  $p$ 、熱発生率  $dq/dt$ 、燃焼室内平均温度  $T_a$ 、噴霧領域の平均温度  $T_m$  および燃焼室全体の化学種質量分率  $y$  の噴射開始からの時間履歴を示す。

噴射開始後すぐに、中間生成物である Y と I が生成され、最終生成物 P の増加が開始する。しかし、この時点ではまだ P の生成量が少ないので、大規模な熱発生は観測されない。噴射開始後約 2ms において、Y の急激な消費による P の生成が起こり始め、それによる急激な  $T_a$ 、 $T_m$  および  $p$  の増加が起こる。これらの増加は約  $t=4\text{ms}$  で止まり、その後、F がゆっくり消費されるにつれ、弱い熱発生が

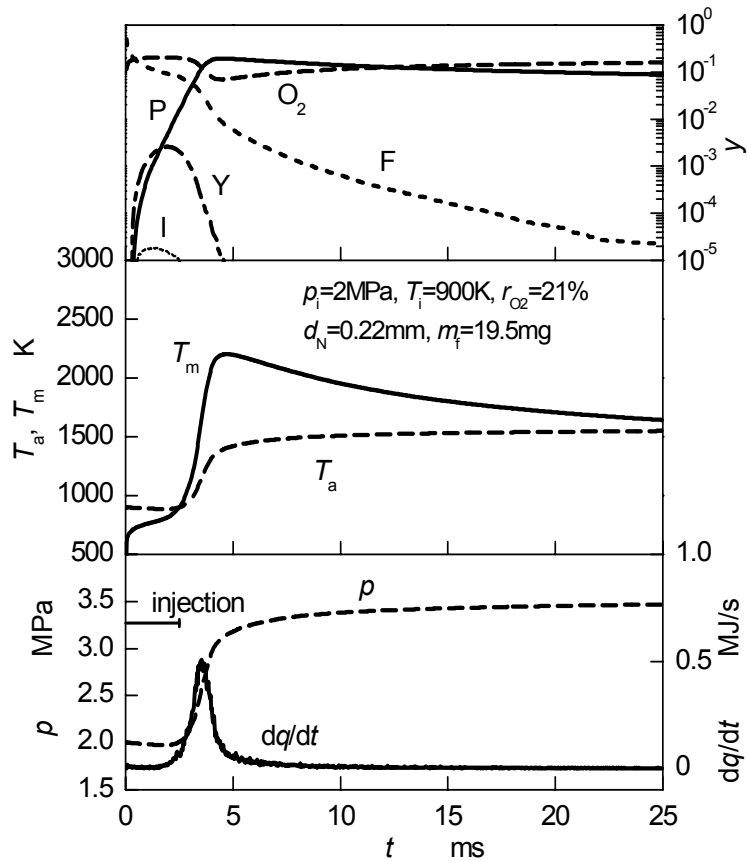


図 5-5 圧力，熱発生率，化学種濃度，噴霧領域および燃焼室内の平均温度の履歴

続く． $T_m$  は熱発生が起こっているにもかかわらず，周囲空気との混合による希釈の効果によって低下する．

図 5-6 に，図 5-5 と同条件において計算された NO 質量  $m_{NO}$  を示す．図には，熱発生履歴  $dq/dt$  および燃焼室内の平均温度  $T_a$  の履歴も合わせて示す．計算された NO 質量は，燃焼室内のすべての流体塊の持つ NO 質量の総和である．NO 質量は  $T_a$  の増加とともに増加し始め，噴射開始後 25ms においても NO 質量の増加は続く．一方，図中のプロットで示した実験結果は，10~15ms 頃に NO 質量の増加が止まり，計算結果の傾向と異なっている．これは，燃焼室壁面からの熱損失を考慮していないことが原因であると考えられる．熱損失を考慮した計算を行った結果を同図に破線で示した．熱損失を考慮した NO 質量の履歴は，実験結果の

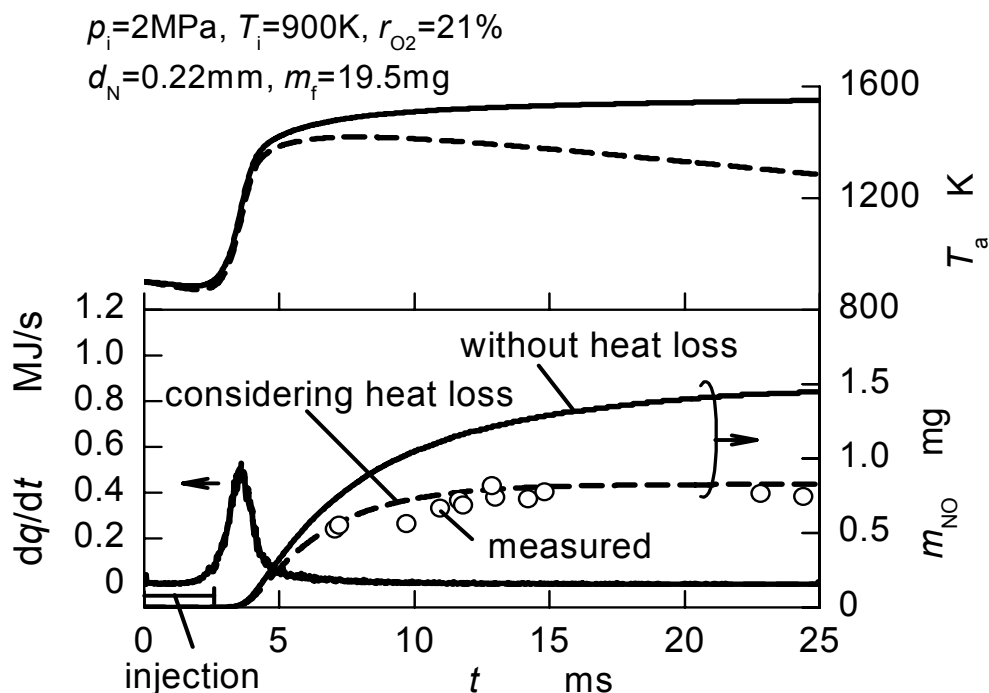
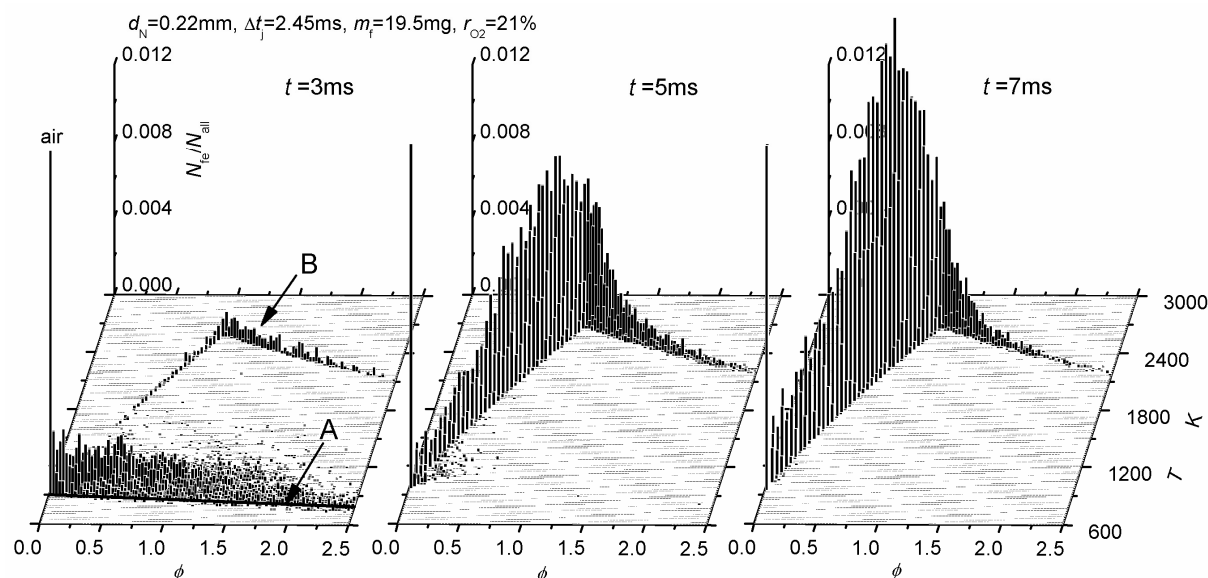


図 5-6 熱発生率と NO 質量の計算結果と実験結果の比較

傾向とよく一致しており，定容燃焼場での NO 生成に対して熱損失が重要な役割を果たしていると言える．なお，熱損失の計算は式(3-17)を用いて計算し，総括熱通過係数  $A \cdot k$  は，平均温度の減衰が実験と一致する  $12\text{W/K}$  に設定しており，これ以降すべての条件においてこの値に固定する．

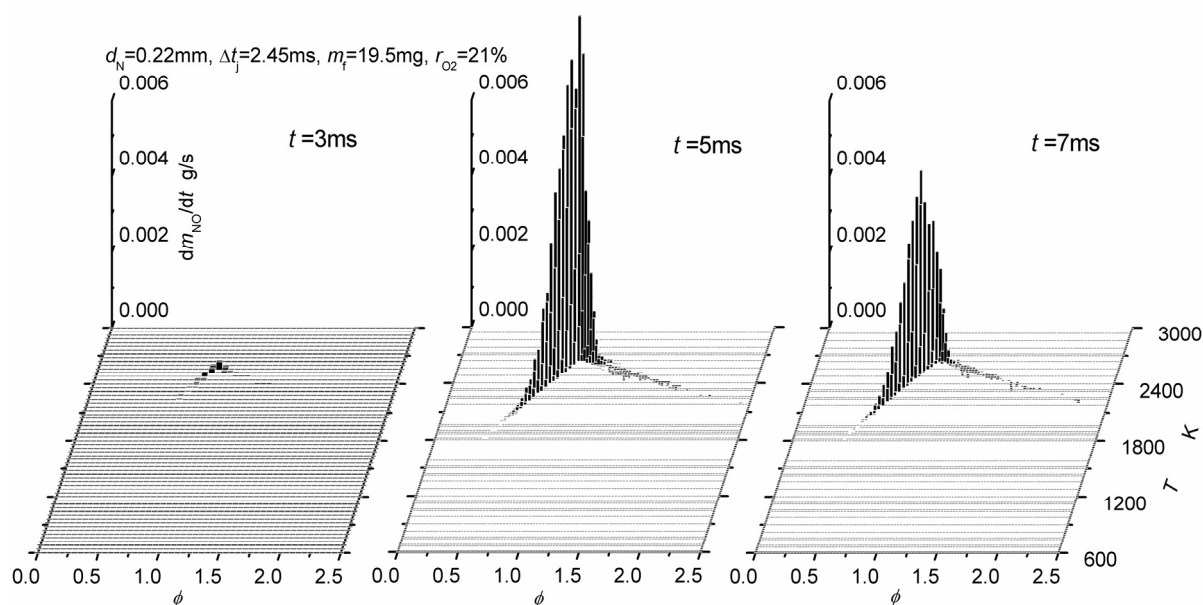
混合と熱発生率および NO 生成過程との関係を明らかにするために，混合気の微視的状态を調べた．図 5-7 は，流体塊の当量比  $\phi$  - 温度  $T$  分布図を示す．この図は， $\Delta\phi=0.025$ ， $\Delta T=25\text{K}$  の区画に存在する流体塊の個数を総流体塊数の割合として Z 軸に表した．噴射開始後 3ms においては，図 5-6 に示すように NO 質量の増加が始まる時刻である．この時点では，ほとんどの流体塊は図中 A に示す低い温度領域に存在しており，B で示された高温の平衡に達した領域の流体塊はまだ少ない．また，流体塊数は少ないが A と B の中間の温度域に存在しており，ほとんどの流体塊は発熱過程中的であることが分かる．熱発生がほとんど終了する 5ms(図 5-6)になると，ほとんどの流体塊は平衡温度のラインの周りの狭い範囲に分布し

図 5-7 各時刻における流体塊の  $\phi$ - $T$  分布

ており、特に量論比近傍において流体塊の個数が多い。さらに時刻が進み 7ms になると、空気が導入され混合が進むので、流体塊数が増加しそのピークが希薄側に移行する。

図 5-8 は、図 5-7 で示した区画に存在する流体塊の持つ NO 生成速度を足し合わせて Z 軸として表した結果である。NO 生成速度は平衡に達した量論比近傍の流体塊が高い値を示す。特に、噴射開始後 5ms において、この領域で NO 生成速度は非常に高い値となる。この時刻は、図 5-6 において NO 質量が急激に増加している時刻に一致する。図 5-6 において NO 生成が減衰する 7ms では、混合が進むことで量論比近傍の流体塊の個数が減少することと NO 生成反応が平衡状態に達したために NO 生成速度が低下する。これらのことから、DI-PCCI 燃焼における NO 生成過程は、着火遅れの間に混合気の希薄化が進み、この間は NO が生成されず、着火後、混合気が希薄化される過程で NO を活発に生成する量論比近傍を通過する際に NO を生成することが分かった。

NO は主に平衡に達した流体塊中で生成され、当量比に対して平衡温度がほぼ一意的に決まることを考慮すると、NO 生成速度は当量比の PDF によってほぼ決


 図 5-8 各時刻における NO 生成速度の  $\phi$ - $T$  分布

定されると言える．図 5-9 に，当量比  $\phi$  の PDF と NO 生成速度  $dm_{NO}/dt$  と当量比  $\phi$  の関係を示す．ここで，縦軸は， $\Delta\phi=0.025$  の区間に存在する流体塊の NO 生成速度の総和である．図 5-7 および図 5-8 で述べたように，時間が進むにつれ混合が進むので PDF のピークが希薄側に移行する．NO 生成速度は，噴射開始後 4, 5ms において量論比近傍付近で非常に高くなる． $t=6ms$  以後では，空気導入と混合が進むために混合気の量は増加するものの，NO 生成速度は低下する．これは，混

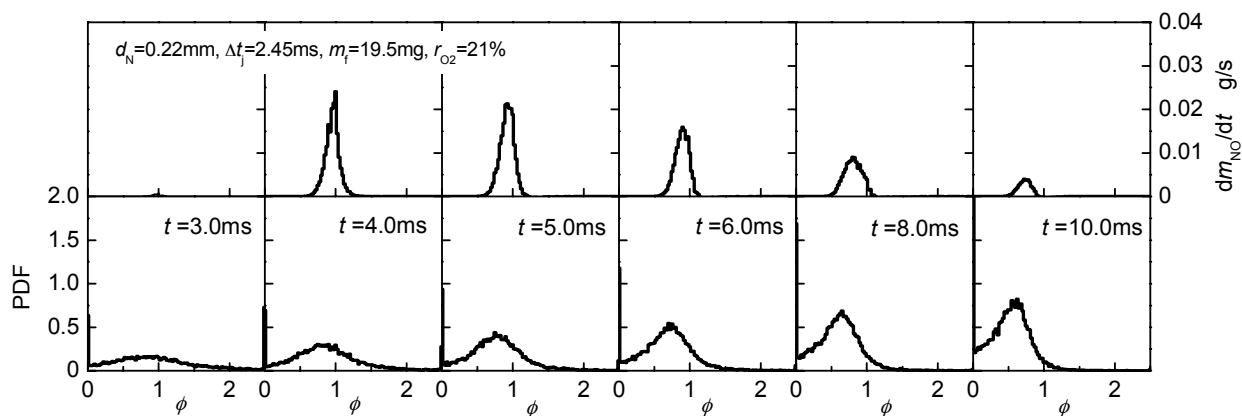


図 5-9 当量比の PDF と NO 生成速度の関係



合が進むことによって量論比近傍の混合気が減少したことで、混合気が平衡状態に近づいたためである。このことから、NO を抑制するためには、量論比近傍の混合気を減少させることが有効であると言える。

### 5.3.2. 噴孔径が NO 生成に及ぼす影響

第4章の図4-6および図4-7で示したように、実験結果によると平均噴射率を固定して噴孔径を小さくすると熱炎発生時期が遅れ、それに伴い単位発生熱量あたりの最終 NO 質量  $m_{\text{NO}}/q_t$  が大幅に減少する。さらに、この効果は酸素モル分率を低下させるとより顕著になる。

ここでは、実験において得られた NO 生成量の変化の理由について明らかにするため、実験と同様に平均噴射率をほぼ一定に固定した上で、噴孔径と噴射圧力を変化させた条件において数値計算を行った。平均噴射率を一定にするため、噴孔径を変化させても噴射量と噴射期間は固定した( $m_t=19.5\text{mg}$ ,  $\Delta t_j=2.45\text{ms}$ )。

図5-10および図5-11は、それぞれ酸素モル分率  $r_{\text{O}_2}=21$  および 18%の時の、計算された熱発生率  $dq/dt$ 、燃焼室内の平均温度  $T_a$ 、噴霧領域内の平均温度  $T_m$  および燃焼室内の NO 質量  $m_{\text{NO}}$  の履歴である。熱発生率の履歴は、実験結果と比べると噴射条件に対する感度がやや弱いものの、噴孔径の縮小による熱炎発生時期が遅れる傾向は再現できている。また、酸素モル分率を低下させるとこの傾向が強まるという実験の傾向も再現できている。噴孔径を低下させても  $T_a$  にはほとんど影響を及ぼさないものの、混合気の希薄化と均一化が進むために  $T_m$  は大きく低下しているので  $m_{\text{NO}}$  は低減する。 $m_{\text{NO}}$  は酸素モル分率を  $r_{\text{O}_2}=18\%$  に低下させると、 $r_{\text{O}_2}=21\%$  の時よりも大きく低下する。これは、酸素モル分率を低下させたことによって、NO 生成速度の低下と着火時期が遅れたことで混合が進み噴霧内部が希薄化されたためである。

図5-12は、図4-7の実験結果と同様に、計算で得られた単位発生熱量あたりの最終 NO 質量  $m_{\text{NO}}/q_t$  を噴孔径ごとに比較した結果である。ここで、最終 NO 質量

$m_{NOf}$  は実験と同様に噴射開始後  $t=15\text{ms}$  における NO 質量である。計算で得られた  $m_{NOf}/q_t$  は図 4-7 の実験結果の傾向を再現している。噴孔径を小さくすると  $m_{NOf}/q_t$

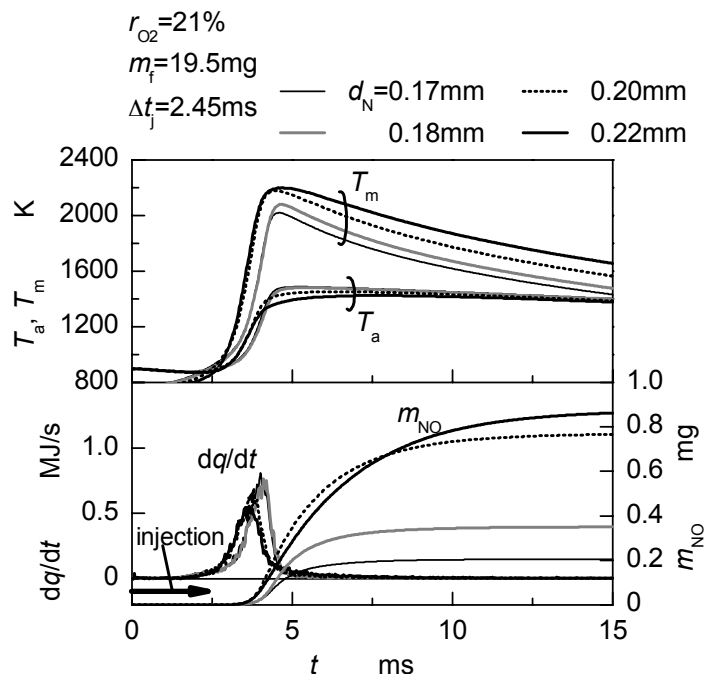


図 5-10 噴射条件が熱発生率と NO 質量履歴に及ぼす影響( $r_{O_2}=21\%$ )

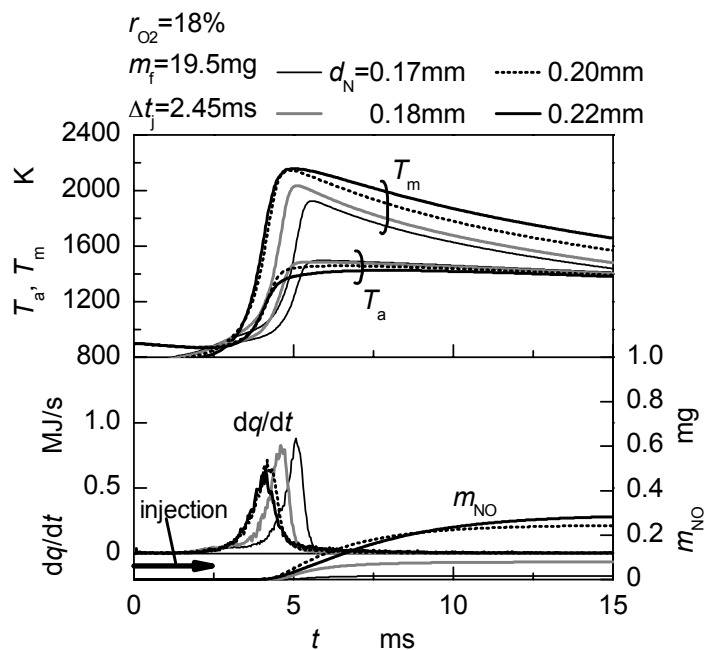
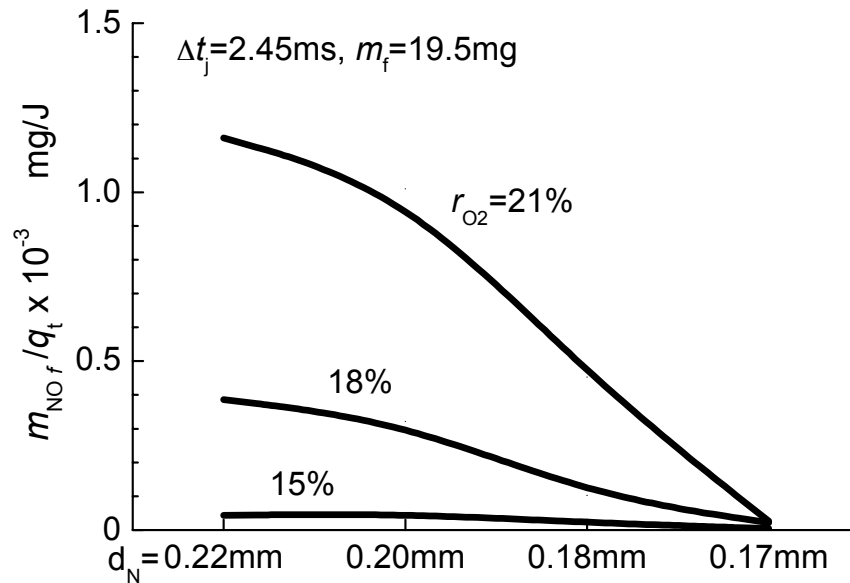


図 5-11 噴射条件が熱発生率と NO 質量履歴に及ぼす影響( $r_{O_2}=18\%$ )


 図 5-12 噴射条件および酸素モル分率が  $m_{NO_f}/q_t$  に及ぼす影響

が減少し，特に  $d_N=0.18\text{mm}$  よりも小さい噴孔径を用いると実験の傾向よりも NO 抑制効果が強く表れている．より定量的に実験結果を再現するためには，噴孔径と混合速度の関係を見直す必要があると考えられる．

ここで，小噴孔径による NO 低減の理由について明らかにするために，当量比の PDF の時間変化が NO 生成速度に及ぼす影響について検討を行う．図 5-13 は， $r_{O_2}=21\%$  のもとで  $d_N=0.22\text{mm}$  および  $d_N=0.18\text{mm}$  について， $\phi$  の PDF および NO 生成速度  $dm_{NO}/dt$  と  $\phi$  の関係を比較した結果である． $t=4\text{ms}$  までは，両方の噴孔径と

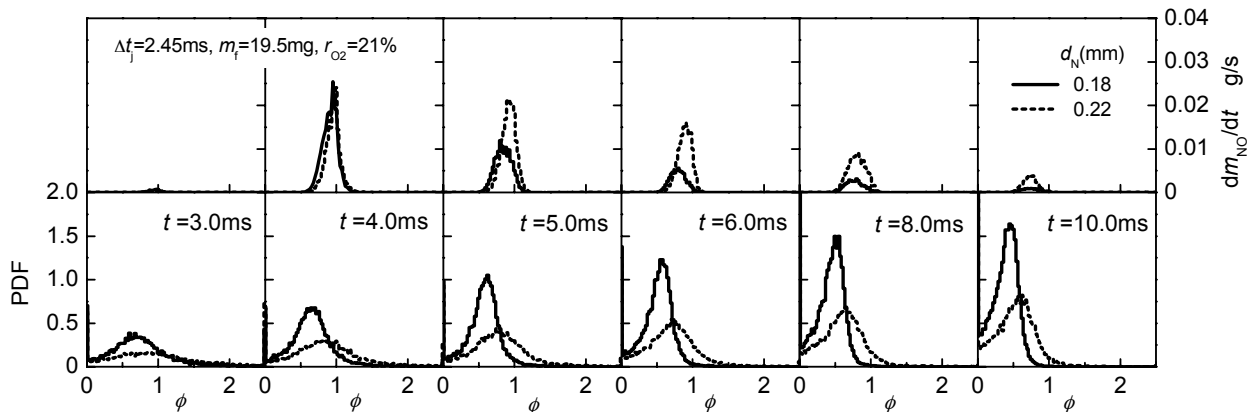


図 5-13 当量比の PDF と NO 生成速度の关系到及ぼす噴射条件の影響

もに  $dm_{NO}/dt$  はほぼ等しいが,  $dm_{NO}/dt$  が減衰するのは噴孔径の小さい  $d_N=0.18mm$  の方が早い。これは, 小さい噴孔径を用いることで混合が促進され, NO 生成速度の高い量論比近傍の混合気が減少したことに起因する。

### 5.3.3. NO 生成に及ぼす噴射量の影響

第4章では図4-11に示したように, DI-PCCI 相当の条件の下で噴射量を増加させると噴射条件による  $NO_x$  低減効果が弱まる。このような現象の理由を明らかにするために, 実験と同様の条件下で計算を行った。図5-14および図5-15は,  $d_N=0.22mm$  および  $d_N=0.18mm$  について, 噴射量を変化させたときの, 熱発生率  $dq/dt$ , 噴霧領域内の平均温度  $T_m$  および NO 質量  $m_{NO}$  の履歴を比較した結果である。噴孔径にかかわらず, 噴射量を 30.7mg まで増加させると熱発生率のピークが高くなる。さらに噴射量を増加させても, 熱発生率のピークはほとんど高くなりず, 熱発生後期の拡散的燃焼の熱発生率が増加する。 $T_m$  のピークは噴射量が増

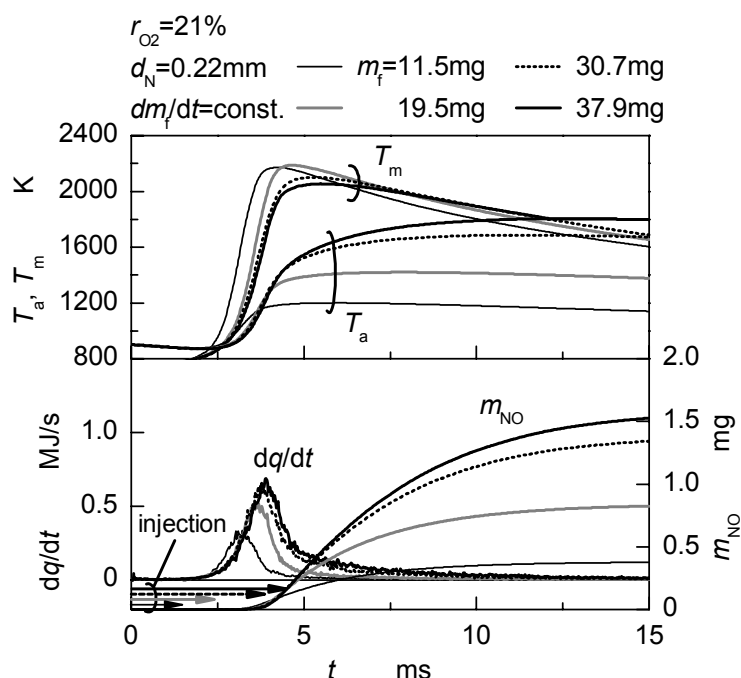
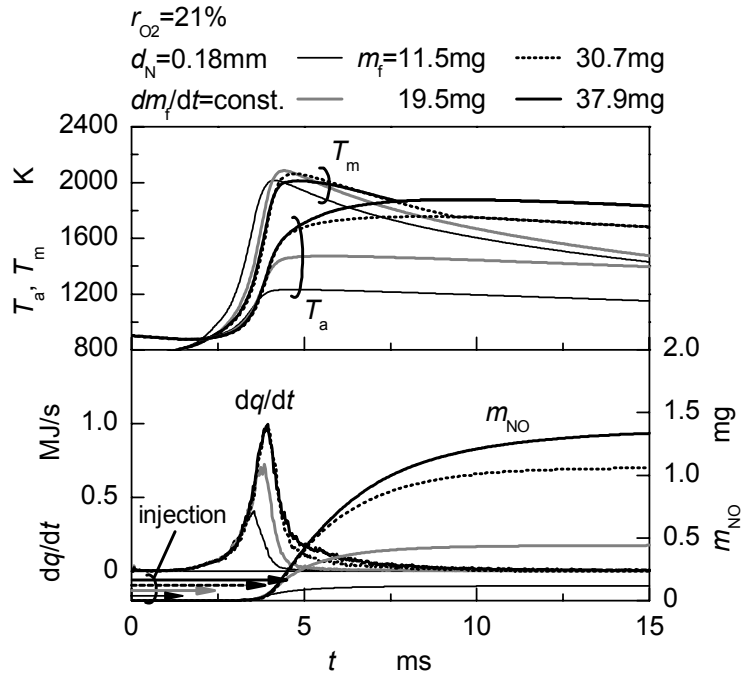


図 5-14 噴射量が熱発生率と NO 質量の履歴に及ぼす影響( $d_N=0.22mm$ )


 図 5-15 噴射量が熱発生率と NO 質量の履歴に及ぼす影響( $d_N=0.18\text{mm}$ )

加すると、燃料の吸熱量が増加するため低下するが、 $T_m$  の減衰は緩やかで、やがて空気導入が止まるので  $T_m$  の低下は止まる。このことが NO 生成期間の長期化とそれに伴う NO 質量の増加の原因である。

図 5-16 は、 $d_N=0.22\text{mm}$  および  $d_N=0.18\text{mm}$  について、 $m_{\text{NO}}/q_t$  に及ぼす噴射量  $m_f$  の影響を調べた結果である。それぞれの噴孔径での  $m_{\text{NO}}/q_t$  の値は若干異なるものの、噴射量を増加させると噴孔径の縮小化による NO 低減効果が弱くなるという実験の傾向は再現できていることが分かる。このような傾向を示す理由について検討するため、噴射量の増加が当量比の PDF と NO 生成速度に及ぼす影響について解析を行った。図 5-17 は、 $d_N=0.22\text{mm}$  および  $d_N=0.18\text{mm}$  について、噴射量  $m_f$  を 11.5 および 37.9mg に変化させたときの、当量比の PDF と NO 生成速度  $dm_{\text{NO}}/dt$  を比較した結果である。なお、図に示した噴射開始後  $t=5\text{ms}$  は NO 生成の初期段階であり、図 5-14 および図 5-15 において NO 質量の増加が顕著な時刻である。また、 $t=7\text{ms}$  は NO 生成の後期にあたり、NO 質量の増加が小さい時刻である。図 5-17 の(a)に示したように、噴射量が少ない条件( $m_f=11.5\text{mg}$ )では、噴孔径の小さい

$d_N=0.18\text{mm}$  を使用すると,  $t=5\text{ms}$  の時点で混合気の希薄化が進み, 量論比近傍の混合気が減少しており, このことが NO 生成速度を低下させている. 一方, 噴孔径の大きい  $d_N=0.22\text{mm}$  では,  $t=5\text{ms}$  において量論比近傍の混合気が多く, また  $\phi=1$  以上の混合気がまだ多く残っているため, さらに混合が進むとこの混合気が量論比近傍を通過するので, いずれ NO を生成することになる.  $t=7\text{ms}$  になると, 混

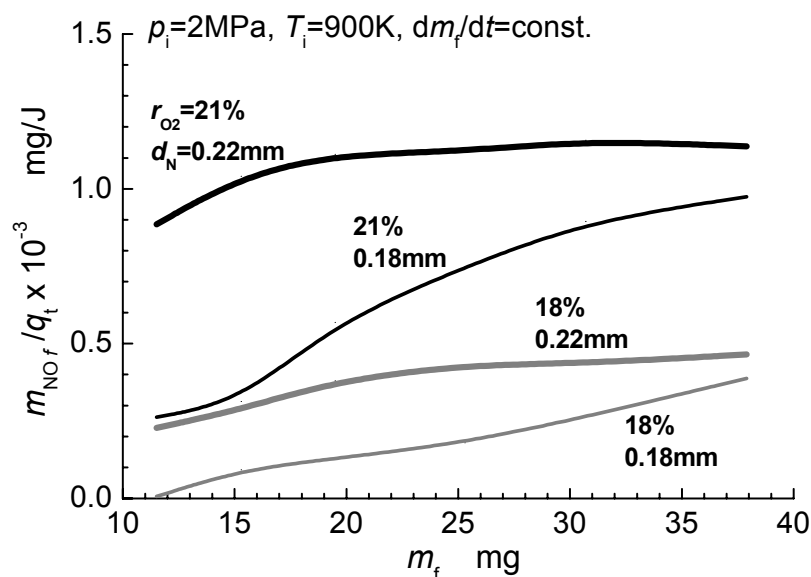


図 5-16  $m_{\text{NO}}/q_t$  に及ぼす噴射量の影響

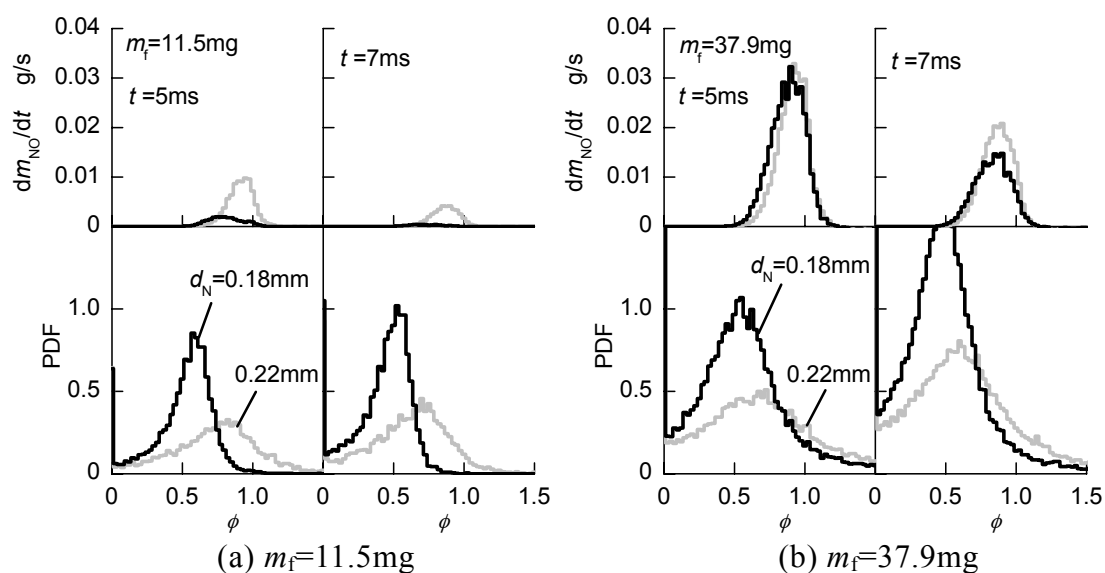


図 5-17 当量比の PDF と NO 生成速度の関係に及ぼす噴射量の影響

合が進んで量論混合気が減少するので NO 生成速度が低くなるが、 $d_N=0.22\text{mm}$  よりも高い値となる。したがって、噴射量が少ない条件では、小噴孔径を使用して混合気の希薄化を図ることで、NO 生成の初期段階において量論比近傍の混合気を減少させることが NO 低減に有効な手段である。

これに対し、噴射量が多い条件( $m_f=37.9\text{mg}$ )では、NO 生成初期段階の  $t=5\text{ms}$  において、噴孔径によらず同程度の高い NO 生成速度を示す。これは、噴孔径を縮小化して混合を促進しても総括当量比が高く、NO 生成領域よりも希薄側に混合気を移行させることができないので、 $d_N=0.22\text{mm}$  と  $d_N=0.18\text{mm}$  における  $\phi=1$  付近の PDF の差異が小さくなるためである。 $t=7\text{ms}$  になると、両方の噴孔径ともに NO 生成速度が低下している。これは、燃焼室壁面への熱損失による混合気温度低下に加え、NO 生成反応が平衡状態に達したためである。この時刻における NO 生成速度は噴孔径の小さい  $d_N=0.18\text{mm}$  がやや低い値を示すが、混合を促進しても量論比近傍の PDF の差が小さいので、NO 生成速度の差異は依然として小さい。これは、噴射期間が長くなると噴射期間後期に投入された燃料は、混合が進まないまま燃焼するためであると考えられる。したがってこれが、実験において得られた噴射量が多い条件における混合促進による NO 低減効果が弱まる理由であると結論づけられる。

## 5.4 結言

定容条件下に模擬した DI-PCCI 燃焼において、確率過程論的手法にもとづく着火・燃焼モデルを用いて、噴射条件が  $\text{NO}_x$  生成に及ぼす影響について数値解析を行った。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 本研究で用いた着火・燃焼モデルは、化学反応速度等の修正と壁面への熱損失を加えることで、DI-PCCI 燃焼における熱発生と NO 生成過程を再現でき

る。

- (2) 混合気の当量比，温度および NO 生成速度の関係の解析から，DI-PCCI 燃焼における NO 生成過程は，着火遅れの間に混合気の希薄化が進み，この間は NO が生成されず，着火後，混合気が希薄化される過程で NO を活発に生成する量論比近傍を通過する際に NO を生成する。
- (3) 本研究で用いたモデルは，実験において得られた噴孔径を変更したときの熱発生率経過や単位発生熱量当たりの最終 NO<sub>x</sub> 質量の傾向をよく再現できる。
- (4) 噴射量が少ない条件では，小さい噴孔を用いて混合を促進させることで，NO 生成の初期段階において量論比近傍の混合気を減少させることができる。しかし，噴射量が多くなると，噴孔径を縮小化して混合を促進しても総括当量比が高く，NO 生成領域よりも希薄側に混合気を移行させることができないので，小噴孔径による NO 抑制効果が弱まる。

実際のディーゼル機関においては，本研究で議論した噴射条件による混合への影響のほかに，スワールやスキッシュのような燃焼室内のガス流動による影響が付加される。さらに，燃焼室容積の膨張行程においては，燃焼室内温度が低下するため NO<sub>x</sub> 生成速度が低下する。このため，DI-PCCI 燃焼において低 NO<sub>x</sub> 燃焼のための燃焼制御方針を得るには，これらの効果を考慮する必要があるが，本研究で示した NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件の影響については，実際のディーゼル機関においても上述した NO 生成メカニズムに従うと考えられる。

本章で得られた結果から，DI-PCCI 燃焼において低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現するための方策の一つとして，以下のことが提案できる。噴射圧力や噴孔径といった噴射条件は NO<sub>x</sub> 低減に効果的ではあるものの，ディーゼル燃焼と組み合わせることや高



出力化を進めることを考慮すると，これらのパラメータの適用範囲は制限されるので，混合促進による NO<sub>x</sub> 低減効果は限定される．また，噴射量を増加して出力の向上を目指すには，混合促進のみでは NO<sub>x</sub> の抑制が達成できない．このため，混合促進だけでなく EGR や有効圧縮比の低下<sup>(8)</sup>を併せて行うことで，NO<sub>x</sub> 生成速度自体の低下と混合期間の長期化を図ることが重要な手段となる．

## 参考文献

- (1) M. Schreiber, A. S. Sakak, A. Lingens, and J. F. Griffiths, Reduced Thermo kinetic Model for the Autoignition of Fuels with Variable Octane Ratings, Proceeding of 25th Symposium (International) on Combustion, (1994), pp.933-940.
- (2) T. Ishiyama, M. Shioji and T. Ihara, Analysis of ignition processes in a fuel spray using an ignition model including turbulent mixing and reduced chemical kinetics, International Journal of Engine Research Vol.4, No.3, (2003), pp.155-162.
- (3) H. J. Curran, P. Gaffuri, W. J. Pitz, and C. K. Westbrook, A Comprehensive Modeling Study of n-Heptane Oxidation, Combustion and Flame, Vol.114, (1998), pp.149-177.
- (4) A. Patel, S.C. Kong and R.D. Reitz, Development and Validation of a Reduced Reaction Mechanism for HCCI Engine Simulations, SAE 2004-01-0558, (2004).
- (5) S. Tanaka, F. Ayala and J. C. Keck, A Reduced Chemical Kinetic Model for HCCI Combustion of Primary Reference Fuels in a Rapid Compression Machine, Combustion and Flame, Vol. 133, Issue 4, (2003), pp. 467-481.
- (6) H. Seiser, H. Pitsch, K. Seshadri, W. J. Pitz, and H. J. Curran, Extinction and Autoignition of n-Heptane in Counterflow Configuration, Proceedings of the Combustion Institute, Vol.28, p. 2029-2037, (2000).
- (7) H. J. Curran, P. Gaffuri, W. J. Pitz, and C. K. Westbrook, A Comprehensive Modeling Study of iso-Octane Oxidation, Combustion and Flame, Vol.129, (2002), pp.253-280.
- (8) 村田・川野・草鹿・大聖・鈴木・石井・後藤・小高，可変バルブタイミングによる予混合ディーゼル燃焼の中速中負荷域への適用，自動車技術会論文集，Vol.36，No.6，(2003)，pp.53-58．

## 第 6 章

### 近接噴孔ノズルが燃料噴霧の着火・燃焼に及ぼす影響

#### 6.1. 緒言

最近のディーゼル機関においては，高圧噴射と小噴孔により燃料噴霧をすばやく微粒化し，燃料と空気の混合を促進することが燃焼改善の必須技術である．しかし，噴射圧力の制限から，噴孔を小さくしすぎるとペネトレーションが不足し，燃焼室内の空気を有効に利用できなくなる． $\text{NO}_x$ ，PM をさらに改善するには，小噴孔としながらも，ペネトレーションを確保できる噴霧構造を作ることが望ましい．

この観点から群噴孔ノズルが提案されている<sup>(1)</sup>．これは近接した小さな噴孔からの噴霧を意図的に干渉させる方法で，スモーク性能を大幅に改善できるとの報告もある<sup>(2)</sup>．しかし，このようなノズルが燃焼に及ぼす影響を系統的に調べた研究は数少なく，ノズル設計のための知見は十分とはいえない．また，中・高負荷でディーゼル燃焼，低負荷で DI-PCCI 燃焼を用いる方法<sup>(3)(4)</sup>が志向されているので，両方の燃焼形態を含む雰囲気条件で着火・燃焼特性を調べる必要がある．

そこで本章では，定容燃焼装置により模擬したディーゼルおよび DI-PCCI 燃焼相当の雰囲気条件において，3 種類の近接噴孔ノズルを用い，噴射圧力，酸素モル分率，ノズルから壁面までの距離等を変更し，噴霧特性および着火・燃焼特性を調べた．

#### 6.2. 実験装置および方法

### 6.2.1. 定容燃焼装置

本研究では、第 4 章で用いた定容燃焼装置<sup>(5)(6)</sup>を使用した。燃料には n-ヘプタンを用い、コモンレール式電子制御燃料噴射装置(DENSO ECD-U2P)により、燃焼室の円周側から中心に向かって噴射した。燃料噴射開始時の雰囲気条件は、それぞれの燃焼形態に典型的な熱発生率経過が得られるよう、雰囲気圧力  $p_i=4\text{MPa}$ 、雰囲気温度  $T_i=900\text{K}$ (ディーゼル条件)、ならびに、 $p_i=2\text{MPa}$ 、 $T_i=900\text{K}$ (DI-PCCI 条件)とした<sup>(7)</sup>。噴射圧力  $p_{inj}$  は  $120\text{MPa}$  を標準とし、 $60\sim 180\text{MPa}$  の範囲で変更した。総括当量比は  $0.26$  に固定した(噴射量はディーゼルおよび DI-PCCI 条件で  $m_f=39.0\text{mg}$  および  $19.5\text{mg}$ )。雰囲気の酸素モル分率  $r_{O_2}$  は標準の  $21\%$  に加え、 $O_2$  を  $N_2$  で置換することにより  $18\%$  および  $15\%$  に変更した。

### 6.2.2. 供試ノズル

本研究では、基準とした噴孔径  $d_N=0.141\text{mm}$  の単噴孔ノズル S と、これと噴孔総面積がほぼ等しく、噴霧挟角  $\alpha$  の異なる 3 種類の近接 2 噴孔ノズル(A, B, C)を用いた。各ノズルの諸元を表 6-1 に、断面図を図 6-1 に示す。A は 2 本の噴霧が平行に、B は離れるように、C は交差するように噴射される。

### 6.2.3. 高速度シャドウグラフ撮影

噴霧の到達距離の測定および混合気形成と火炎の発達状況の可視化を行うために高速度シャドウグラフ撮影を行った。撮影は 2 枚の凹面鏡(焦点距離  $1910\text{mm}$ )による透過型のシャドウグラフ光学系と高速度デジタルビデオカメラ(Vision Research PHANTOM V7.0)を用い、露光時間は  $5\mu\text{s}$ 、撮影速度  $10000\text{fps}$  で行った。

## 6.3. 噴霧到達距離の比較

まず、ノズルによる噴霧の発達状況の違いを調べるために、高温・高圧の無酸

表 6-1 供試ノズル諸元

	S	A	B	C
Diameter of holes $d_N$ [mm]	0.141	0.10		
Number of holes	1	2		
Hole direction $\alpha$ [deg.]	-	0	20	-5

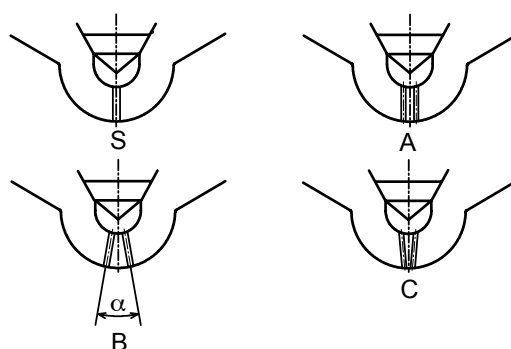


図 6-1 ノズル断面図

素条件下において蒸発噴霧のシャドウグラフ撮影を行い，高濃度部長さ  $l_1$  (噴霧直下の画像濃度が高い部分の長さ) および先端到達距離  $l_s$  を測定した．なお，ノズル B については，燃焼室壁に到達するまでは 2 本の噴霧が重ならないことから，片方の噴霧について測定を行った．

図 6-2 および図 6-3 にそれぞれディーゼルおよび DI-PCCI 条件における結果を示す．どの条件においても，2 本の噴霧が干渉しないノズル B の  $l_1$  および  $l_s$  は他のノズルより短い．噴霧同士を干渉させるノズル(A, C)を用いると到達距離が伸びて，B と単噴孔ノズル S の中間になる．

ノズル S および B について，画像から測定した噴霧角を用いて，和栗らの運動量理論<sup>(8)</sup>により先端到達距離を計算すると，図（実線）のように測定値とほぼ一致する．このときの噴射燃料量に対する導入空気流量を求めると B は S より 25 ～ 35% 多くなる．

#### 6.4. 着火・燃焼特性

## 6.4.1. 標準条件における各ノズルの着火・燃焼特性

次に，標準条件（ $p_{inj}=120\text{MPa}$ ， $r_{O_2}=21\%$ ）における各ノズルの着火・燃焼特性

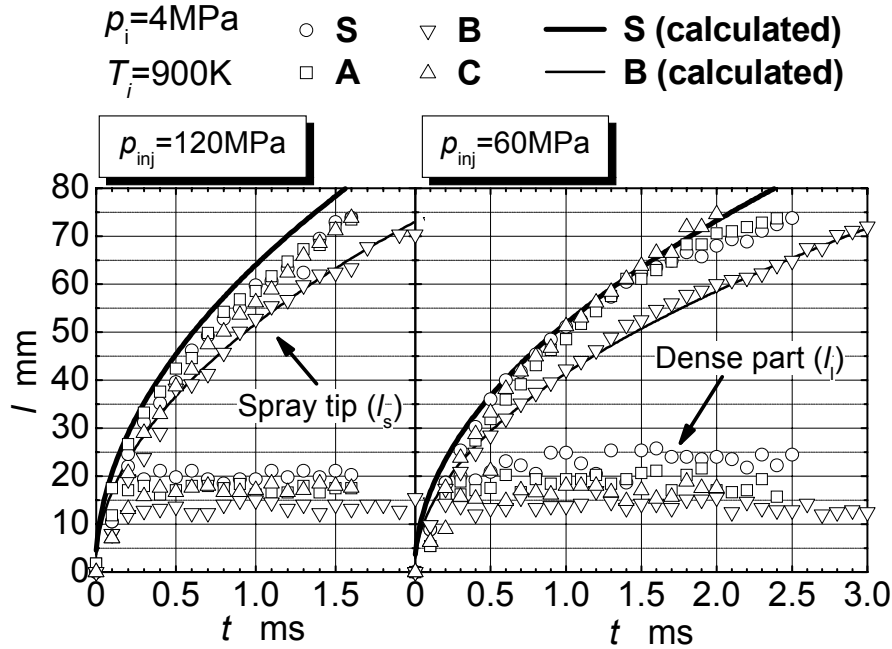


図 6-2 各ノズルの到達距離の比較(ディーゼル条件)

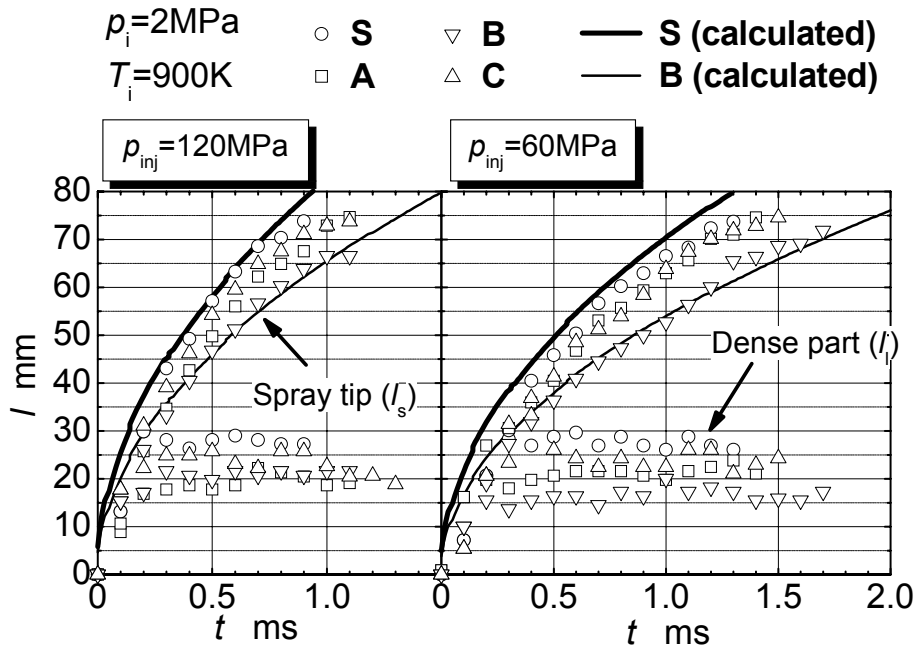


図 6-3 各ノズルの到達距離の比較(DI-PCCI 条件)

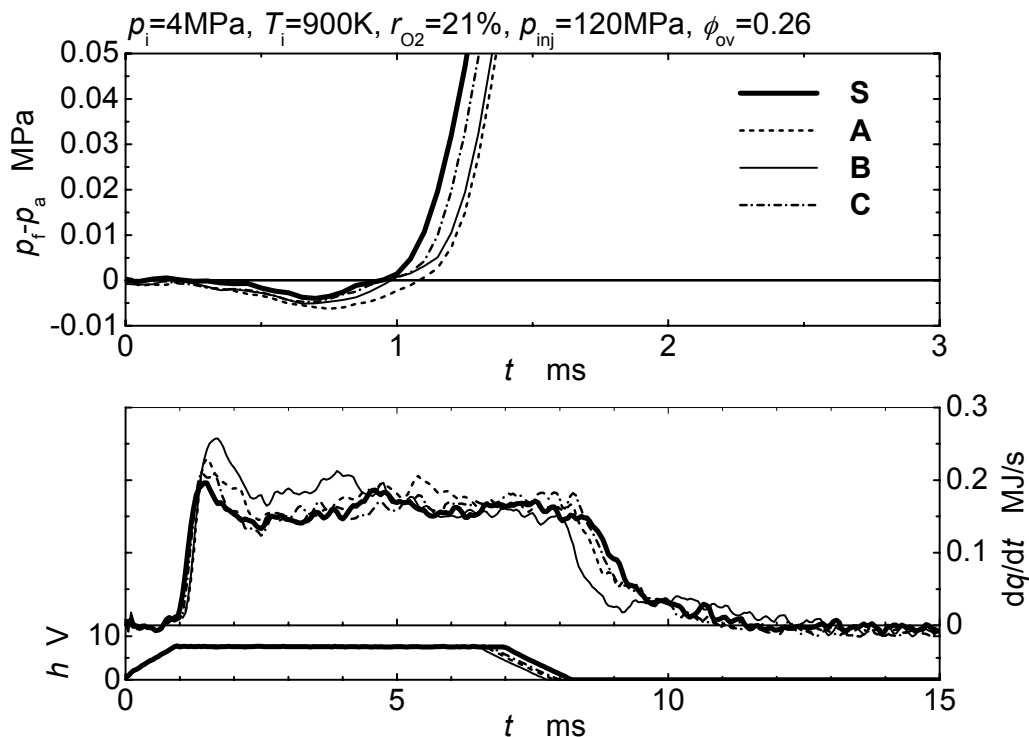


図 6-4 標準噴射条件での各ノズルの熱発生率の比較(ディーゼル条件)

を調べた。

ディーゼル条件における正味圧力  $p_f - p_a$ 、熱発生率  $dq/dt$  およびニードルリフトセンサ出力  $h$  を図 6-4 に、シャドウグラフ撮影の結果を図 6-5 ~ 6-8 に示す。ここで  $p_f - p_a$  は、燃焼圧力  $p_f$  から無噴射時の圧力  $p_a$  を引き算することにより、燃焼室壁への熱損失の影響を補正した正味圧力である。

$p_f - p_a$  の経過にはノズルによる大きな変化は見られず、着火時期への影響はほとんどないといえる。

$dq/dt$  については、単噴孔ノズル S と比べて、C では前半部分の熱発生率が上昇する。この傾向は A さらに B において顕著になる。これは 6.3 で推測したように、B の空気導入速度が高いことに起因する。A については、シャドウグラフ写真(図 6-6) から、噴霧上流部において S や C よりも噴霧幅が大きいことがわかる。このことから噴射の初期には、2 本の噴霧が完全には融合していないため導入空気流量が増し、熱発生率が高くなったものと考えられる。

噴射終了後の熱発生率の減衰は S, A, C ではほぼ同等であるが, B では低い熱発生率が長く続く。図 6-5~6-8 を比較すると, S, A, C では噴射終了後に燃焼室中央下部から輝炎が消えるのに対して, B では逆にその部分に輝炎が残る。このことから, 壁面に衝突した 2 本の噴霧の間に混合気濃度の高い部分があり, これが前述

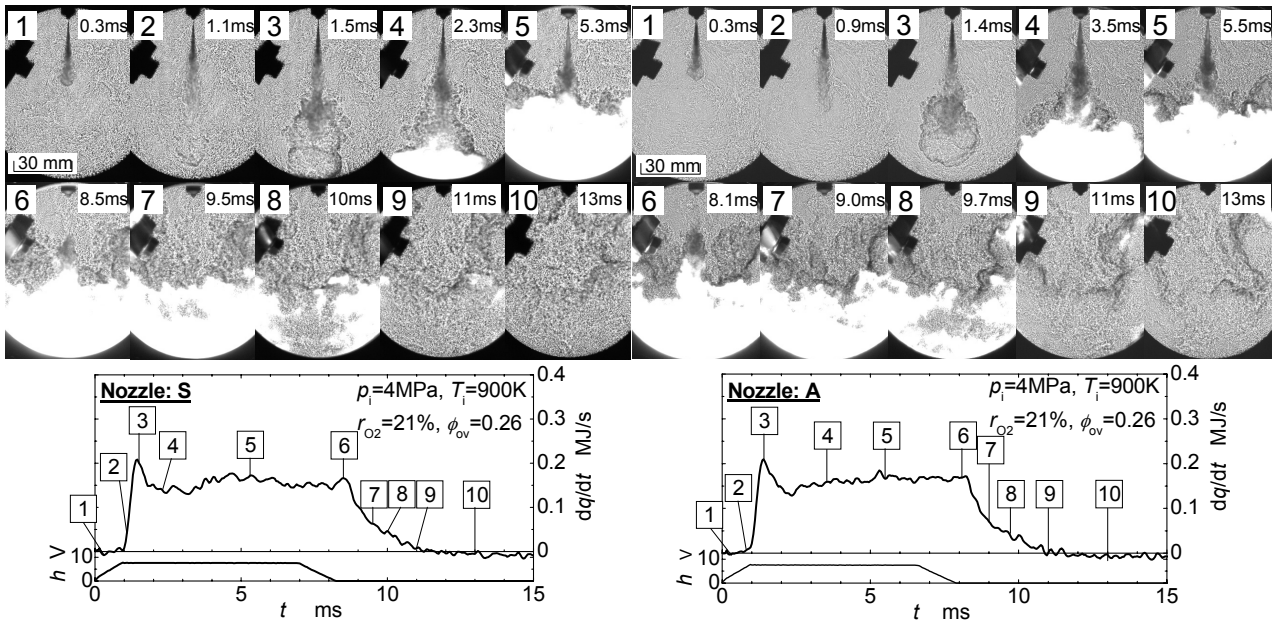


図 6-5 噴霧と火炎の発達状況(S)

図 6-6 噴霧と火炎の発達状況(A)

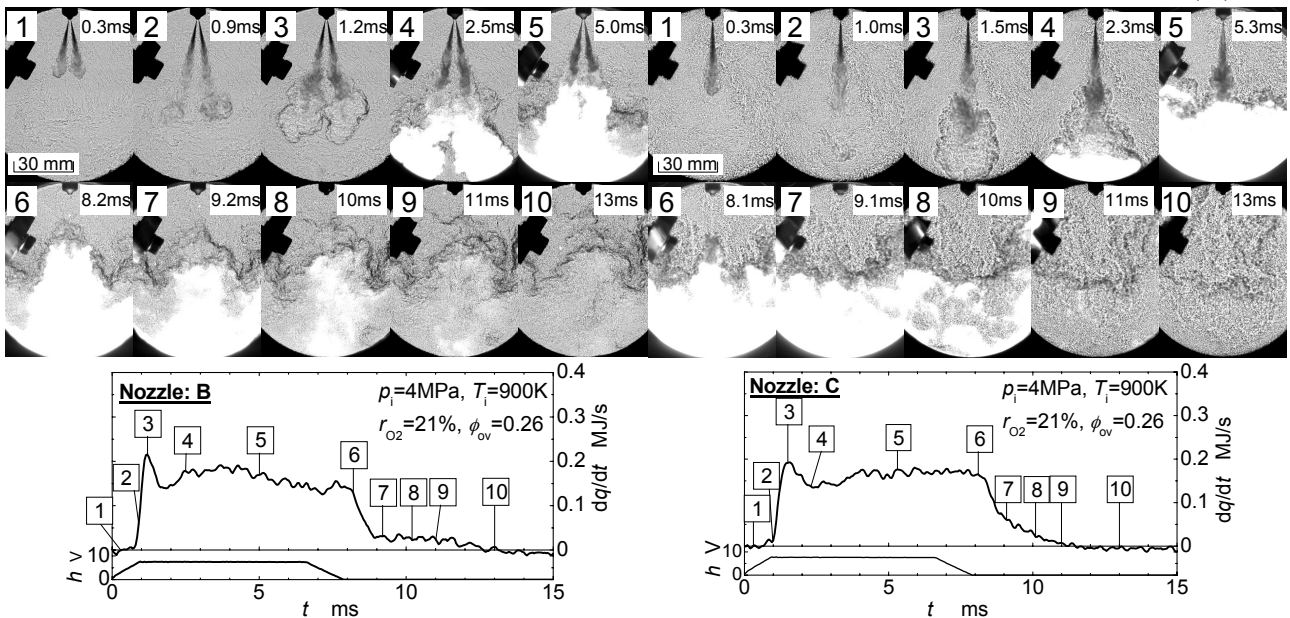


図 6-7 噴霧と火炎の発達状況(B)

図 6-8 噴霧と火炎の発達状況(C)

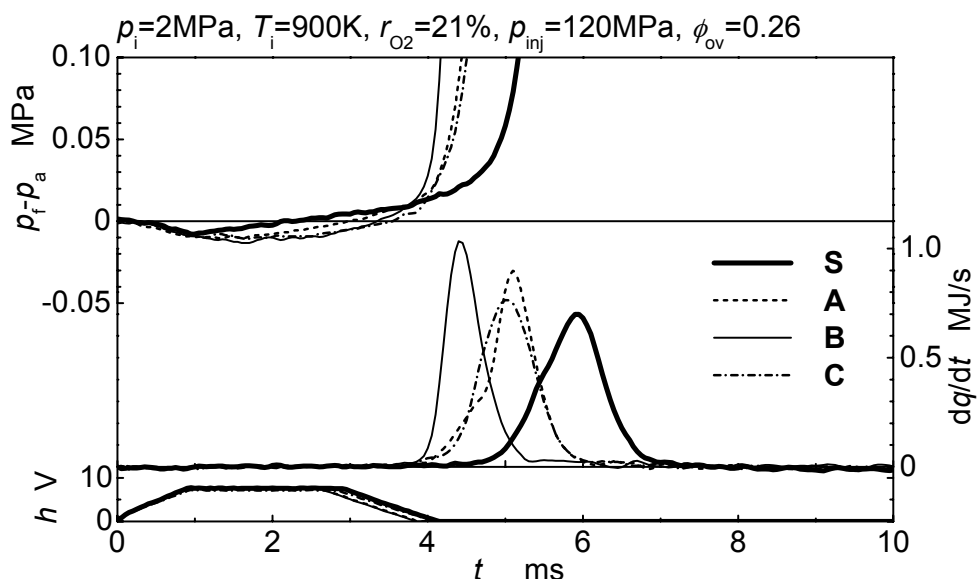


図 6-9 標準噴射条件での各ノズルの熱発生率の比較(DI-PCCI 条件)

のような噴射終了後の緩慢な燃焼をもたらすものと考えられる。

次に DI-PCCI 条件における  $p_f - p_a$ ,  $dq/dt$  および  $h$  を図 6-9 に, シャドウグラフ画像を図 6-10 ~ 6-13 に示す。画像から, いずれのノズルでも, 噴射終了後, 壁面に沿って広範囲に広がった混合気中で熱炎が発生しており, 着火の形態には大きな違いは見られないが, 図 6-9 によると,  $dq/dt$  の急激な立ち上がりの時期 (熱炎発生時期) はノズル A, B, C がほぼ同時期で, S に比べて早い。ただし, B は  $dq/dt$  の上昇速度がもっとも速く, ピーク値も高い。

$p_f - p_a$  の経過を比較すると, S ではほぼ  $t = 1\text{ms}$  から緩やかな上昇が始まり, その後急激な上昇に移行する。しかし他のノズルでは, このように早い時期からの圧力上昇は見られない。これは, S において混合気の均一化が最も早く進行していることを意味する<sup>(6)</sup>。図 6-10 より, ノズル S では  $t = 1\text{ms}$  において, すでに噴霧先端が燃焼室壁面に到達しており, 壁面における混合の促進の影響が現れているものと考えられる。一方, 同図によると, A, B, C の噴霧先端速度は低く, 壁面での混合促進が遅れると推定される。これにより, 混合気の均一化が遅れ, 反応の速い比較的高濃度の混合気が早期の熱炎発生をもたらしたと考えられる。なお,



B では，前述のように，2 本の噴霧の間に特に濃度の高い混合気があり，図 6-13 に現れているように，これが最初に着火して，急激な燃焼を引き起こしていると考えられる．

以上を総合すると，ノズル A, C は噴霧の独立性が高い B と単噴孔ノズル S と

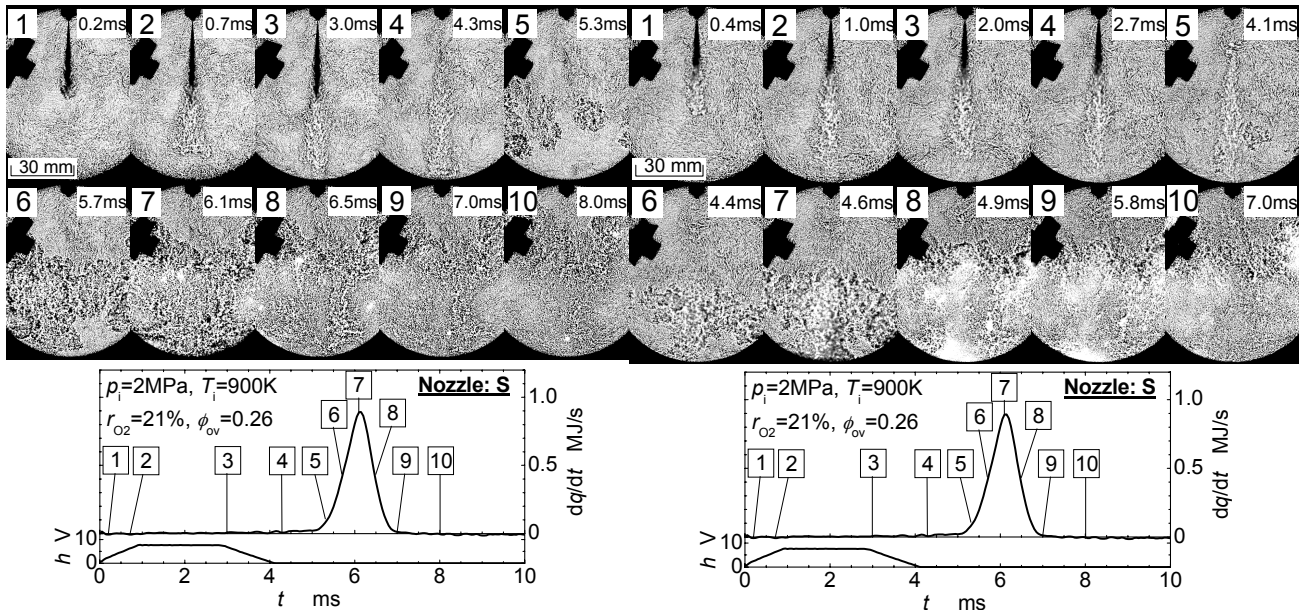


図 6-10 噴霧と火炎の発達状況(S)

図 6-11 噴霧と火炎の発達状況(A)

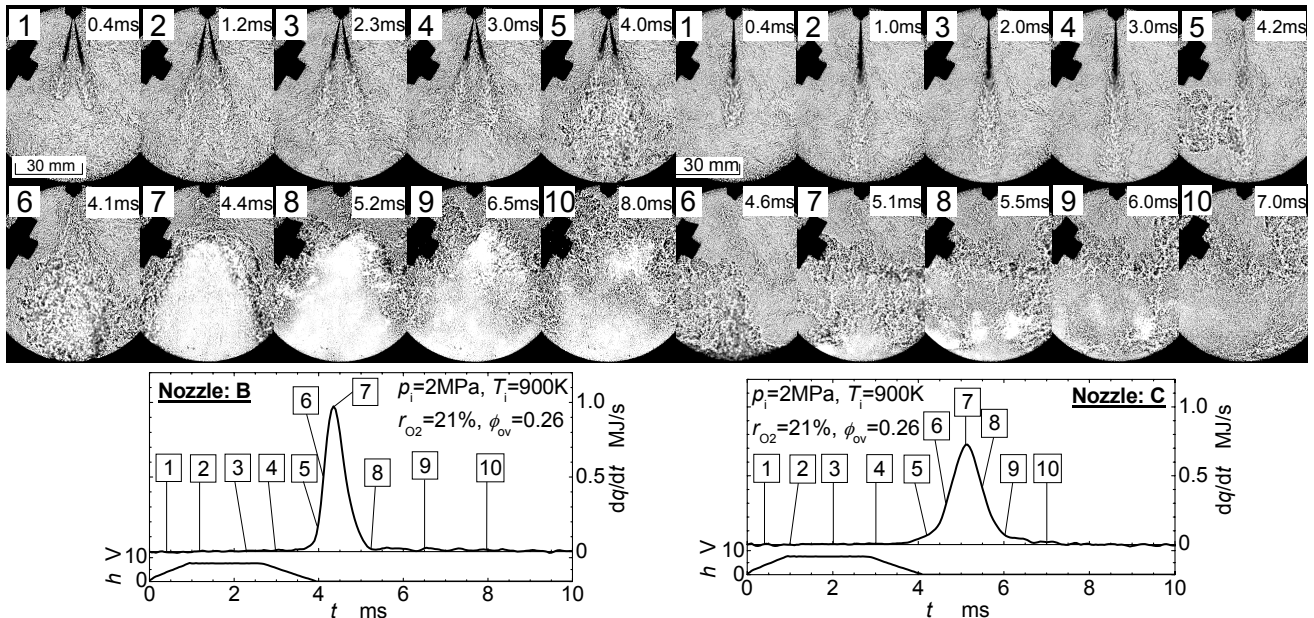


図 6-12 噴霧と火炎の発達状況(B)

図 6-13 噴霧と火炎の発達状況(C)

の中間的な燃焼特性を示すことがわかる．また，ノズル A, B, C では，噴射初期には空気導入が促進されるが，噴霧が壁面に到達した後は，むしろ混合気の均一化が遅れる傾向にある．

#### 6.4.2. 噴射圧力の影響

次に，噴射圧力  $p_{inj}$  を標準の 120MPa から 60MPa, 180MPa に変化させて実験を行った．図 6-14 および図 6-15 に熱発生率  $dq/dt$  の経過を示す．

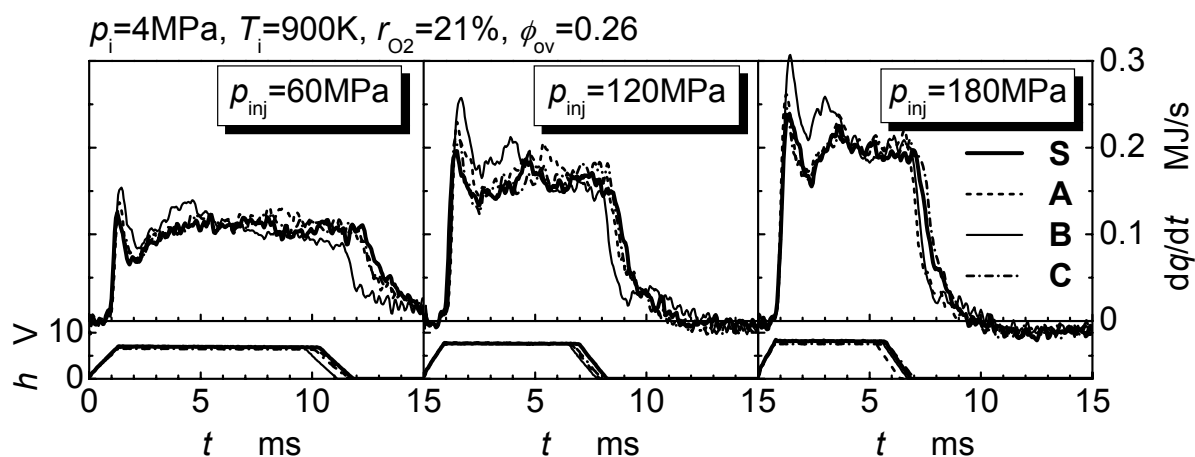


図 6-14 噴射圧力が熱発生率履歴に及ぼす影響(ディーゼル条件)

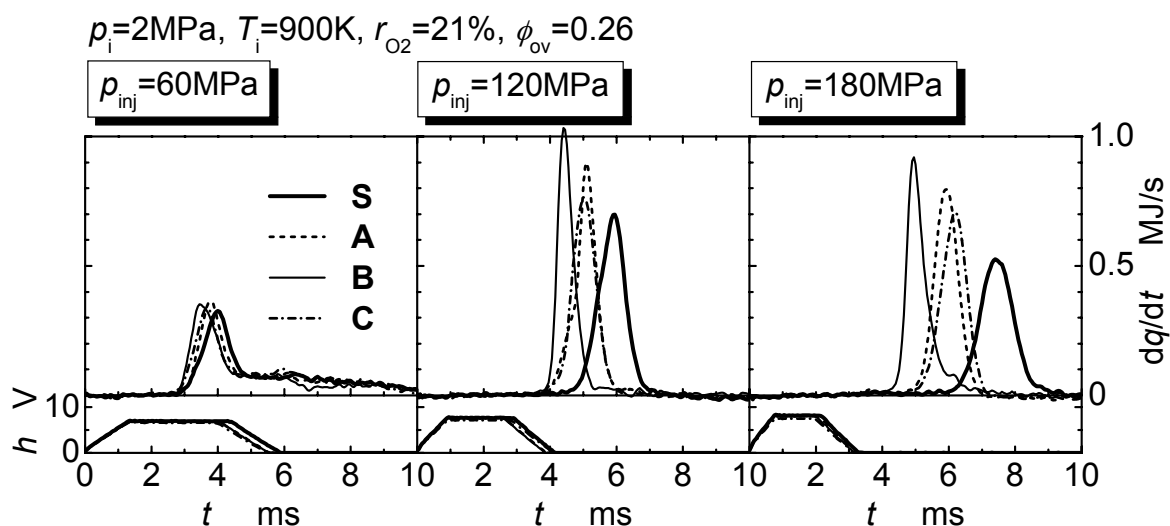


図 6-15 噴射圧力が熱発生率履歴に及ぼす影響(DI-PCCI 条件)

図 6-14 よりディーゼル条件では，初期に A, B, C の熱発生率が高い傾向は  $p_{inj}$  が高くなるほど強くなることがわかる．

図 6-15 より DI-PCCI 条件では， $p_{inj}$  を 60MPa に低下させると拡散的な燃焼を伴うようになり，ノズルによる  $dq/dt$  の差は小さくなる．逆に  $p_{inj}$  を 180MPa に上昇させると，いずれのノズルでも標準条件より熱炎発生時期が遅くなる．ただし，ノズル B は前述のように濃度の高い混合気を生じているため，他に比べて熱炎発生が遅れが小さい．

#### 6.4.3. 雰囲気酸素モル分率の影響

実機関における排気再循環(EGR)を想定し，雰囲気中の  $O_2$  を  $N_2$  で置換することにより雰囲気酸素モル分率  $r_{O_2}$  を 18%および 15%に低下させた実験を行った．その結果を図 6-16 および図 6-17 に示す．

ディーゼル条件(図 6-16)では， $r_{O_2}$  を低下させると噴射終了後に低い熱発生率が長く続くようになるが，ノズル A, B および C において初期の熱発生率が高い

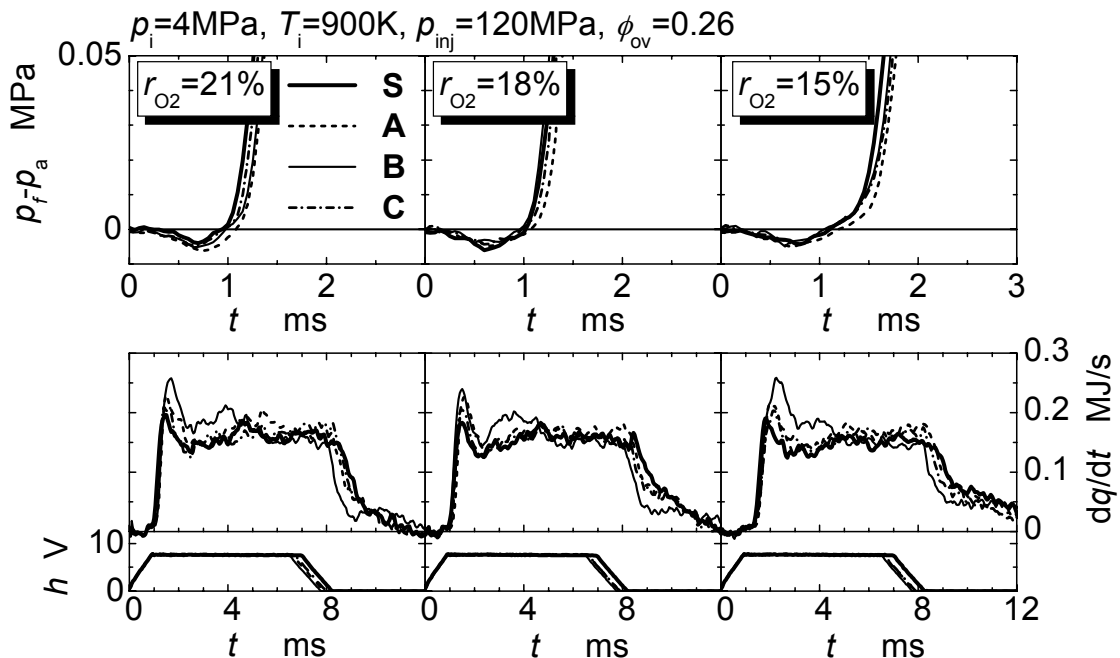


図 6-16 酸素モル分率が熱発生率履歴に及ぼす影響(ディーゼル条件)

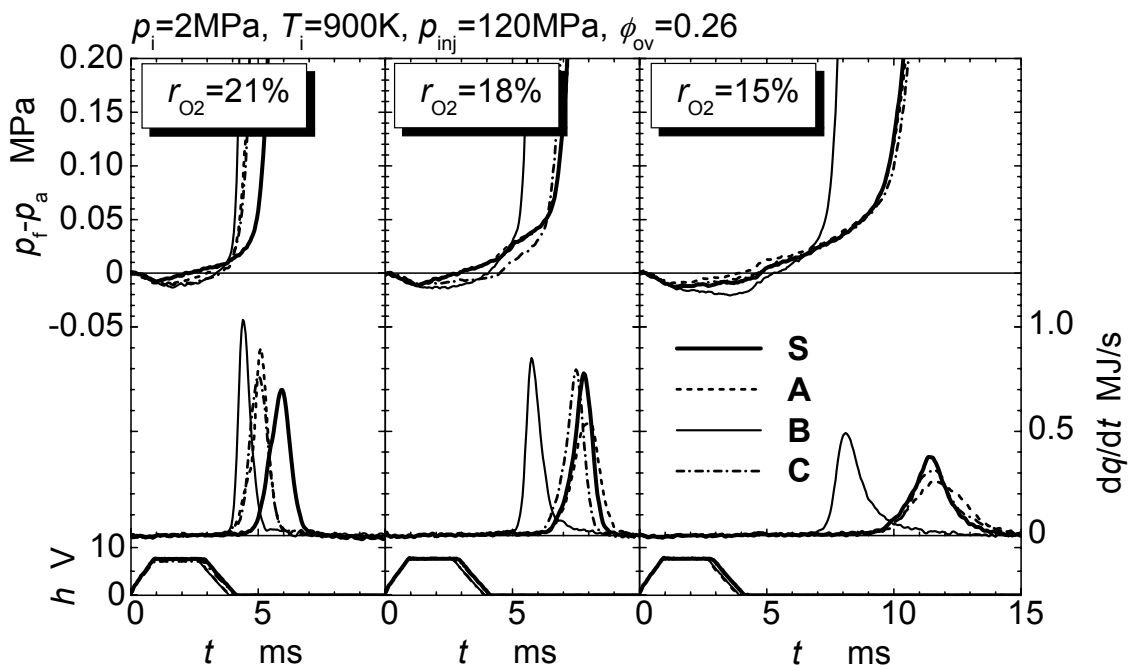


図 6-17 酸素モル分率が熱発生率履歴に及ぼす影響(DI-PCCI 条件)

傾向は変わらない。

DI-PCCI 条件（図 6-17）において， $r_{O_2}=21\%$ では A および C は S よりも熱炎発生時期が早い， $r_{O_2}$  が低いほどその差は小さくなり  $r_{O_2} = 15\%$ ではほとんど同時期になる．これは，熱炎発生までの期間が長くなることで混合が進み，その結果ノズル A，C でも濃度不均一が弱まったためと考えられる．一方，噴霧間に濃度の高い混合気が生じるノズル B では， $r_{O_2}$  を低くしても，熱炎の発生は他のノズルほど遅れない．

#### 6.4.4. 壁の影響

これまでの結果から，燃焼室壁が混合気の形成に影響していることは明らかである．そこで図 6-18 のようにノズルからの距離  $l_w$  が 35mm および 55mm の位置に模擬壁を設置した．なお，図中には最も広がり角が大きいノズル B の概略の噴霧外縁形状を記入した．熱発生率の経過を図 6-19 および図 6-20 に示す．図中の  $l_w=75\text{mm}$  は模擬壁を設置しない場合で，燃焼室壁までの距離を表わす．

ディーゼル条件（図 6-19）では，壁面までの距離  $l_w$  が短くなると，B 以外のノズルでは混合が促進されるようで，初期燃焼ピーク直後の拡散的燃焼の熱発生率が高くなる．この傾向はノズル A と C でやや強い．ノズル B ではむしろ，拡散

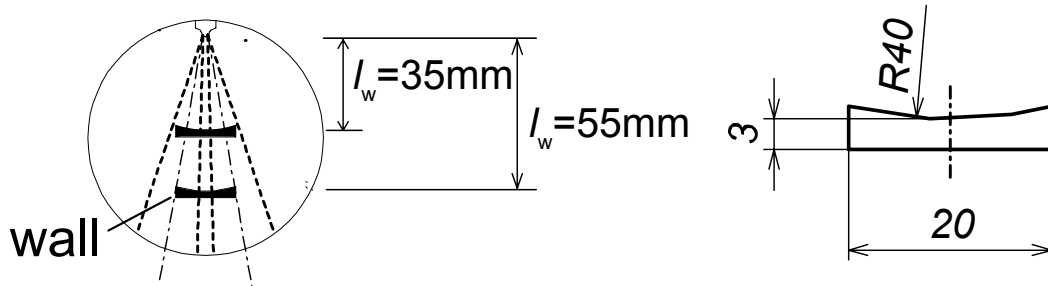


図 6-18 模擬壁の位置

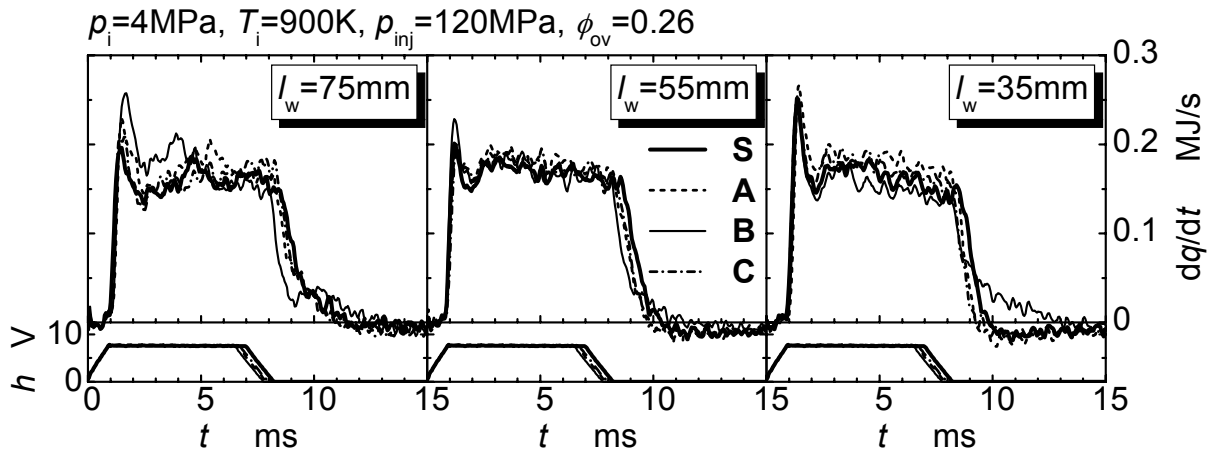


図 6-19 壁面距離が熱発生率履歴に及ぼす影響(ディーゼル条件)

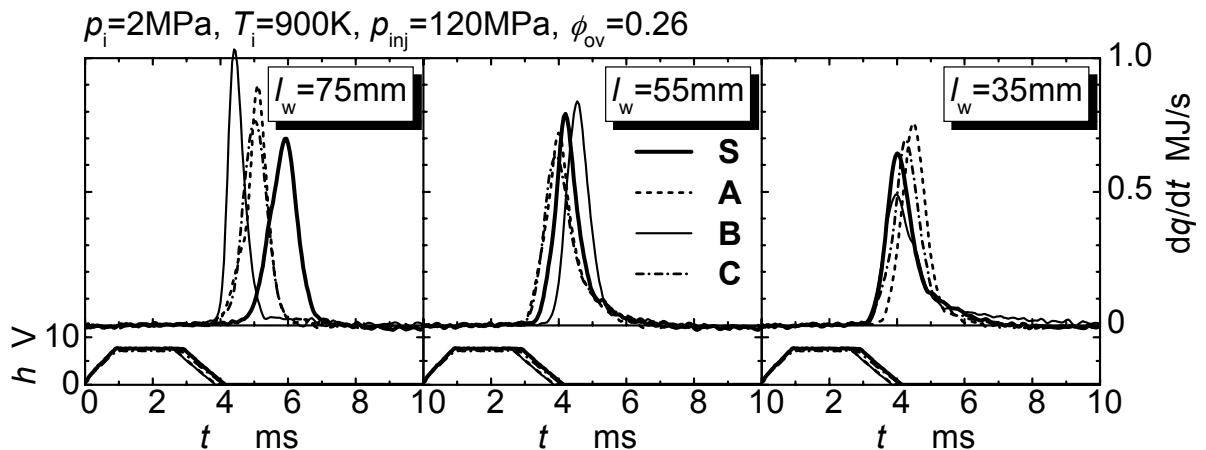


図 6-20 壁面距離が熱発生率履歴に及ぼす影響(DI-PCCI 条件)

的燃焼期間の熱発生率は下がる傾向にあり、 $l_w=35\text{mm}$  では最も燃焼期間が長くなる。

DI-PCCI 条件（図 6-20）では、 $l_w$  が短くなるとどのノズルでも熱炎発生時期が早まり、弱い拡散的燃焼を伴うようになる。これは壁により混合気の広がりが抑えられ、希薄化が遅れるためである。その結果、ノズルによる熱発生率経過の違いは小さくなる。希薄化を促進しようとするれば、6.4.2、6.4.3 に示したような噴射圧力の増大や酸素濃度の低下を利用する必要がある。なお、ノズル B では、 $l_w=75\text{mm}$  と  $55\text{mm}$  のときで熱炎発生時期の変化がほとんどない。これは壁面の位置を変更しても、混合気の希薄化の速度に大きな変化がなかったためと考えられる。

壁面衝突噴霧の混合気形成は、壁面の形状や温度によって異なり、実機関においては空気流動の影響もあるので、さらに詳しい検討が必要である。

## 6.5. 結言

定容燃焼装置によりディーゼル燃焼相当および DI-PCCI 燃焼相当の雰囲気を模擬した条件で、近接噴孔ノズルの着火・燃焼特性ならびに混合気形成・火炎の発達を調べた。その結果以下のような知見が得られた。

- (1) 近接噴孔ノズルにより噴霧同士を干渉させることで、同一噴孔断面積を持つ単噴孔ノズルと噴霧の干渉のないノズルとの中間的な噴霧発達ならびに着火・燃焼の特性が得られる。
- (2) ディーゼル条件では、近接噴孔ノズルの初期の熱発生率が高くなる。また、噴霧を干渉させないノズルでは、噴射燃料量に対する空気導入量が多いので初期の熱発生率が最も高い。この傾向は、試験した噴射圧力と雰囲気酸素モ

ル分率の範囲内で同様に見られる。

- (3) DI-PCCI 条件では、近接噴孔ノズルの熱炎発生時期が単噴孔ノズルに比べて早まり、特に噴霧挟角が開いたノズルでは噴霧間に濃い混合気が残るので熱炎発生時期が早い。この傾向は噴射圧力を増しても変わらないが、酸素モル分率を低下させると、噴霧間に濃い混合気が残るノズル以外は、単噴孔ノズルと同等の熱炎発生時期となる。
- (4) 模擬壁を設置すると、ディーゼル条件では、噴霧を干渉させるノズルで拡散的燃焼期間の熱発生率が増加する。DI-PCCI 条件では、希薄化の遅れにより熱炎の発生が早まり、ノズルによる熱発生率経過の差が小さくなる。

これまでの知見から、近接噴孔ノズルを用いて噴霧同士を干渉させることで、小さい噴孔としながらもペネトレーションを確保できるため空気導入が促進できることが分かった。また、DI-PCCI 条件では、噴霧同士を干渉させることで局所的な混合気の不均一を作ることができるので、着火時期の制御ができる。しかし、このような特徴は、噴孔と壁面の距離を短くすると弱くなっていくことが推測されるので、近接噴孔ノズルに適した壁面形状や空気流動等についても検討が必要である。

## 参考文献

- (1) 西島・増田・佐々木・大島，群噴孔ノズルを用いた排ガス低減へのアプローチ，自動車技術会学術講演会前刷集，No.46-05，(2005)，pp.11-15。
- (2) 吉富・内田，直噴ディーゼルエンジンの排ガス性能に及ぼす群噴孔ノズルの効果，自動車技術会学術講演会前刷集，No.137-05，(2005)，pp.23-26。
- (3) N. Shimazaki, T. Tsurushima and T. Nishimura, Dual-Mode Combustion Concept With Premixed Diesel Combustion By Direct Injection Near Top Dead Center, SAE Paper

No.2003-01-0742, (2003).

- (4) 石川・中田, 低 NO<sub>x</sub> 予混合燃焼方式の多気筒ディーゼルエンジンへの応用自動車技術会論文集, Vol.37, No.4, (2006), pp.155-160 .
- (5) D. L. Siebers, Ignition Delay Characteristics of Alternative Diesel Fuels: Implications on Cetane Number Center, SAE Transactions, Vol.94, Paper No.852102, (1985), pp.673-686.
- (6) 石山・塩路・中野・松生・奇, 直接噴射による希薄自着火燃焼に関する基礎的研究, 日本機械学会論文集, Vol. 72, No. 714, B(2006), pp. 535-542 .
- (7) 井原・塩路・石山・勝浦, n-ヘプタン噴霧における着火遅れの温度依存性に及ぼす混合の影響, 日本機械学会論文集, Vol.69, No.685, B(2003), pp.2130-2137 .
- (8) 和栗・藤井・網谷・恒屋, ディーゼル機関燃料の到達距離に関する研究, 日本機械学会論文集第 2 部, Vol.25, No.156, (1959), pp.820-826 .



## 第 7 章

## 結 論

### 7.1. 研究成果の概要

ディーゼル機関は熱効率が高く耐久性，信頼性の点で優れているため，自動車用のみならず広範囲にわたる分野で主要な動力源として使用されているが，有害排気物質である  $\text{NO}_x$  と PM を多量に排出する．自動車用ディーゼル機関においては，厳しい規制によって大幅な低エミッション化を実現することが強く求められている．そのためには，まず，今後導入される見込みであるサルファーフリー軽油を使用して，触媒の被毒の問題を回避し，中・高負荷では PM・ $\text{NO}_x$  の後処理技術を在来のディーゼル燃焼とともに利用する．さらに，高出力化を図るために高過給ディーゼル燃焼を適用する．低負荷では後処理による十分な有害排気成分の除去が期待できないので超低 PM・ $\text{NO}_x$  の特徴を持つ DI-PCCI 燃焼を適用する．現在においては，これが出力全域に渡って，PM と  $\text{NO}_x$  の大幅な低減を達成するための実用的かつ効果的な方法である．しかし，高過給ディーゼル燃焼および DI-PCCI 燃焼において，噴射条件および酸素濃度等の雰囲気条件が着火・燃焼特性ならびに  $\text{NO}_x$  生成特性に及ぼす影響について基礎的知見が不足しており，これを得て，高効率かつ低エミッション燃焼を実現するための燃焼制御方針を得る必要がある．

このような背景から本研究では，高過給ディーゼル燃焼と DI-PCCI 燃焼における混合制御による燃焼および排気物質制御に焦点を当てて研究を行った．

各章で得られた主な結果を要約すると以下ようになる。

まず第2章では、高過給ディーゼル燃焼における燃焼・ $\text{NO}_x$  生成特性に及ぼす噴射条件の影響について定容燃焼装置と全量ガスサンプリング装置を用いて検討した。その結果、単位発生熱量当りの  $\text{NO}_x$  質量は噴射圧力が上昇すると減少することや、酸素モル分率の低下により最終  $\text{NO}_x$  質量が大幅に低減することなどが分かった。しかし、実機関を用いた実験では本実験の結果とは異なり、噴射圧力を高くすると  $\text{NO}_x$  排出量が増加する。そのため、容積変化が起こるエンジン条件で、混合と  $\text{NO}_x$  生成の関係について解析が必要であることを述べた。

第3章では、まず、第2章の実験結果を考察するために、高過給ディーゼル燃焼において、確率過程論的手法にもとづく着火・燃焼モデルを用いて、定容条件の下で噴射条件および酸素モル分率が  $\text{NO}$  生成に及ぼす影響について数値解析を行った。その結果、噴射圧力を高くすると、混合気の希薄化が進み、 $\text{NO}$  生成領域である量論比を速く通過するため最終  $\text{NO}$  質量は低くなることが分かった。また、酸素モル分率の低下によって量論比近傍の微視的な火炎温度が低下するので、最終  $\text{NO}$  質量は大幅に低減することを明らかにした。

次に、このモデルをエンジン条件に適用し、高過給ディーゼル燃焼における低  $\text{NO}_x$  燃焼実現のための混合制御の方針について検討を行った。その結果、ピストン下降による燃焼室容積増大により  $\text{NO}$  生成が凍結される前に、 $\text{NO}$  生成領域の混合気を希薄化することができれば、 $\text{NO}$  生成を抑制することが可能であることが分かった。また、総括当量比が高くなると、混合気が  $\text{NO}$  生成領域に滞留するのを防ぎにくくなるため、噴射条件の選択によって  $\text{NO}_x$  を抑えることが難しくなる。総括当量比が低い条件においては、エンジン条件の最終  $\text{NO}$  質量は、希薄化速度と均質化速度を高くしていくと最終  $\text{NO}$  質量が低下する。一方、総括当量比が高い条件では、希薄化速度と均質化速度にかかわらず、容積増大による  $\text{NO}$  生成反応の凍結により最終  $\text{NO}$  質量が決定するので、エンジン条件の最終  $\text{NO}$  質量は定容条件よりも低い。これらのことから、高過給ディーゼル燃焼においては混

混合気の希薄化・均質化を促進することで  $\text{NO}_x$  の低減は可能であるが、この効果を得るには高い噴射圧力が求められるので、スワール等の空気流動による混合促進を組み合わせることが重要であることを提案した。また、総括当量比が高い条件では希薄化促進による  $\text{NO}_x$  低減効果が得られにくいので、これに EGR を組み合わせることで、 $\text{NO}_x$  の低減を図ることが重要であることを提案した。

次に第4章では、定容燃焼装置および全量ガスサンプリング装置により、定容の下で DI-PCCI 燃焼を模擬して  $\text{NO}_x$  生成に及ぼす噴射条件の影響について検討を行った。その結果、噴射量が少ない条件では、混合の促進と酸素モル分率の低下の組み合わせによって混合期間を確保すると、 $\text{NO}_x$  生成を抑えることができ、等しい混合期間でも混合が速く進む条件の方が  $\text{NO}_x$  は少ないことを明らかにした。一方、噴射量が多い場合には、本研究の噴射条件の範囲内では混合の促進による混合期間の確保が必ずしも  $\text{NO}_x$  抑制にはつながらない。ただし、この場合でも、酸素モル分率の低下により  $\text{NO}_x$  生成量は減少することなどを明らかにした。

第5章では、第4章の実験結果を考察するために、第3章で用いた着火・燃焼モデルにより、DI-PCCI 燃焼において噴射条件が  $\text{NO}_x$  生成に及ぼす影響について数値解析を行った。その結果、混合気の当量比、温度および NO 生成速度の関係の解析から、DI-PCCI 燃焼における NO 生成過程は、着火遅れの間に混合気の希薄化が進み、この間は NO が生成されず、着火後、混合気が希薄化される過程で NO を活発に生成する量論比近傍を通過する際に NO を生成することが分かった。また、噴射量が少ない条件では、小さい噴孔を用いて混合を促進させることで、NO 生成の初期段階において量論比近傍の混合気を減少させることができる。しかし、噴射量が多くなると、噴孔径を縮小化して混合を促進しても総括当量比が高く、NO 生成領域よりも希薄側に混合気を移行させることができないので、小噴孔径による NO 抑制効果が弱まることなどを明らかにした。これらの知見から、DI-PCCI 燃焼において低  $\text{NO}_x$  燃焼を実現するためには、噴射圧力や噴孔径といった噴射条件は  $\text{NO}_x$  低減に効果的であることが分かる。しかし、ディーゼル燃焼と

組み合わせることや高出力化を進めることを考慮すると、これらのパラメータの適用範囲は制限されるので、混合促進による  $\text{NO}_x$  低減効果は限定される。また、噴射量を増加して出力の向上を目指すには、混合促進のみでは  $\text{NO}_x$  の抑制が達成できない。このため、混合促進だけでなく EGR や有効圧縮比の低下を併せて行うことで、 $\text{NO}_x$  生成速度自体の低下と混合期間の長期化を図ることが重要な手段となることを提案した。

第6章では、定容燃焼装置によりディーゼル燃焼および DI-PCCI 燃焼の雰囲気模擬した条件で、近接噴孔ノズルの着火・燃焼特性ならびに混合気形成・火炎の発達を調べた。その結果、ディーゼル条件では、近接噴孔ノズルの初期の熱発生率が高くなることが分かった。また、噴霧を干渉させないノズルでは、噴射燃料量に対する空気導入量が多いので、初期の熱発生率が最も高いことが分かった。DI-PCCI 条件では、近接噴孔ノズルの熱炎発生時期が単噴孔ノズルに比べて早まり、特に噴霧挟角が開いたノズルでは噴霧間に濃い混合気が残るので熱炎発生時期が早い。また、模擬壁を設置すると、ノズルによる熱発生率経過の差が小さくなることなどを明らかにした。これらの知見から、近接噴孔ノズルの特徴は、噴孔と壁面の距離を短くすると弱くなっていくことが推測されるので、近接噴孔ノズルに適した壁面形状や空気流動等についても検討が必要であることを述べた。

以上、本研究では高過給ディーゼル燃焼および DI-PCCI 燃焼を組み合わせたコンセプトを適用した際のディーゼル機関の低エミッション化のための燃焼制御方針を得るために、高過給ディーゼル燃焼と PCCI 燃焼における混合制御による燃焼および排気物質制御について実験的・理論的に解析した。ここで得られた知見は、ディーゼル機関の低エミッション化の実現に役に立つであろう。

## 7.2. 課題と展望

最後に、課題と展望について述べる。本研究では、高過給ディーゼル燃焼と PCCI

燃焼において、混合が  $\text{NO}_x$  生成に及ぼす影響について実験的研究と数値解析によって明らかにした。しかし、高温高圧場における非定常噴霧の混合気形成過程の詳細に関しては依然として不明な点が残っている。特に、空気導入量、濃度の空間分布および PDF の時間変化等の定量的な知見に関しては、他の研究例をみてもほとんど得られていない。このような混合気形成過程の詳細を明らかにするためには、例えば線形ラマン散乱光計測などにより、噴霧内部の混合気濃度の定量測定を行い、高温高圧場での非定常噴霧における混合気の希薄化過程を解明する必要がある。また、ここで得られた実験結果から着火・燃焼モデルの混合過程の記述精度について更なる検討を行う必要がある。

また、燃料の着火過程を記述する化学反応モデルについては、現在提案されている詳細反応モデルによって、衝撃波管などの着火遅れは再現できる。しかし、エンジンにおける熱発生率経過をより精密に再現するためには、着火後の温度上昇速度の記述精度についても検討が必要となる。このためには、均一混合気における温度履歴の実験結果を得るとともに、この結果をもとにして反応モデルの改良を行うことが求められる。

これらの点について検討を行うことで、非定常噴霧燃焼場での混合気形成過程の詳細が明らかになるとともに、より高い精度で実測の着火時期や熱発生率経過および  $\text{NO}_x$  生成の予測ができる着火・燃焼モデルが得られる。このモデルは実用のエンジン制御にも応用できるので、ディーゼル機関の更なる高効率・超低エミッション化に貢献できるであろう。

## 本論文に関する公表論文

### 投稿論文

#### 第 2 章

- (1) 北村 泰隆, モハンマディ アリ, 石山 拓二, 原田 悦充, 過給条件下での噴霧燃焼における NO<sub>x</sub> 生成に関する基礎研究, 日本機械学会論文集, Vol.72, No.713, B (2006), pp.202-207.

#### 第 3 章

- (2) Yasutaka Kitamura, Ali Mohammadi, Takuji Ishiyama and Masahiro Shioji, Fundamental Investigation of NO<sub>x</sub> Formation in Diesel Combustion under Supercharged and EGR Conditions, SAE Paper No.2005-01-0364, (2005).

#### 第 4 章

- (3) Yasutaka Kitamura, Sung-Sub Kee, Ali Mohammadi, Takuji Ishiyama and Masahiro Shioji, Study on NO<sub>x</sub> Control in Direct Injection PCCI Combustion – Fundamental Investigation using Constant Volume Vessel, SAE Paper No.2006-01-0919, (2006). (SAE 2006 Transactions に掲載決定)
- (4) 北村 泰隆, モハンマディ アリ, 高橋 研, 石山 拓二, 定容燃焼容器内に模擬した直噴 PCCI 燃焼における NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす混合の影響, 日本機械学会論文集, Vol.72, No.716, B(2006), pp.1029-1036.

#### 第 5 章

- (5) Takuji Ishiyama, Sung-Sub Kee, Yasutaka Kitamura, Naoto Horibe, Masahiro Shioji, Modeling and Experiments on NO<sub>x</sub> Formation in DI-PCCI Combustion, SAE Paper No. 2007-01-0194, (2007).

## 第 6 章

- (6) 矢田 裕一, 貴傳名 亮甫, 北村 泰隆, 奇 成燮, 石山 拓二, 塩路 昌宏, 渡辺 義正, 近接噴孔ノズルを用いた燃料噴霧の着火・燃焼に関する研究, 自動車技術会論文集.(投稿中)

## 講演論文

### 第 2 章

- (1) 北村 泰隆, Ali Mohammadi, 石山 拓二, 過給条件における噴霧燃焼の制御に関する基礎研究, 日本機械学会 2004 年度年次大会講演論文集, Vol.3, (2004), pp.109-110.

### 第 3 章

- (2) 北村 泰隆, 原田 悦充, モハンマディ アリ, 石山 拓二, 過給条件下でのディーゼル燃焼における NO<sub>x</sub> 生成過程の研究, 日本機械学会関西支部 第 80 期定時総会講演会講演論文集, (2005), pp.12-43 ~ 12-44 .

### 第 4 章

- (3) 北村 泰隆, モハンマディ アリ, 石山 拓二, 松生 恒樹, 直噴 PCCI 燃焼における NO<sub>x</sub> 制御に関する基礎研究, 自動車技術会学術講演前刷集, No.46-05, (2005), pp.33-36 .

- (4) 北村 泰隆, モハンマディ アリ, 奇 成燮, 原田 悦充, 高橋 研, 石山 拓二, PCCI 燃焼における NO<sub>x</sub> 生成に及ぼす噴射条件の影響, 自動車技術会学術講演前刷集, No.91-05, (2005), pp.7-10.

## 第 5 章

- (5) 原田 悦充, 北村 泰隆, 奇 成燮, 石山 拓二, 塩路 昌宏, 混合気濃度・温度の不均一を考慮した着火モデルによる DI-PCCI 燃焼の解析, 日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集, Vol.3, (2005), pp.79-80.

## 第 6 章

- (6) 矢田 裕一, 北村 泰隆, モハンマディ アリ, 奇 成燮, 石山 拓二, 塩路 昌宏, 渡辺 義正, 近接噴孔ノズルによる燃料噴霧の着火・燃焼特性, 日本機械学会関西支部 第 81 期定時総会講演会, (2006), p.1-11.



## 謝 辞

本研究は、京都大学エネルギー科学研究科 石山 拓二教授の御指導のもとに行ったものであり、終始懇切な御助言、御鞭撻を賜りましたことに対し、心から感謝の意を表します。

京都大学エネルギー科学研究科 塩路 昌宏教授、川那辺 洋助教授ならびに京都大学工学研究科 吉田 英生教授には、本論文の校閲、御指導と御鞭撻を賜りましたことに対し、厚く御礼申し上げます。また、モハンマディ アリ講師ならびに奇 成燮助手には、懇切な御指導を賜りましたことに対し、深く御礼申し上げます。また、同志社大学工学部 藤本 元教授ならびに千田 二郎教授には、同志社大学在籍時から懇切な御指導を賜りましたことに対し、深謝致します。

京都大学工学部機械工場の皆様には、実験装置の製作に御協力を賜りましたことに対し、深く感謝致します。また、京都大学エネルギー科学研究科エネルギー変換科学専攻エネルギー変換システム学講座の堀部 直人氏、松生 恒樹氏、原田 悦充氏、高橋 研氏、矢田 裕一氏、貴傳名 亮甫氏をはじめとする本研究のメンバーには活発な御意見、御協力を頂きましたことに対し、深謝致します。また、本研究室ならびに同志社大学藤本・千田研究室の先輩、同輩および後輩の諸氏には活発な御意見、御協力を賜ったことに対し、心から御礼申し上げます。

本研究を進めるに当たり何不自由のない環境を与えてくれた家族ならびに終始暖かく見守ってくれた親戚や数多くの友人達に心より感謝致します。最後に、幼い頃からお世話になり博士後期課程に進学してからも終始暖かく応援して下さい、本論文の完成を心待ちにしてくれた祖父の故濱田康夫様ならびに祖母の故濱田静子様に対し、本論文の完成を報告するとともに心から感謝致します。

北村 泰隆